

Probabilistische Methoden für Nordseedeiche

Andreas Kortenhaus

Dezember 2003



Probabilistische Methoden für Nordseedeiche

Vom Fachbereich Bauingenieurwesen
der Technischen Universität Carolo-Wilhelmina
zu Braunschweig

zur Erlangung des Grades eines
Doktor-Ingenieurs (Dr.-Ing.)

genehmigte

D i s s e r t a t i o n

von

Dipl.-Ing. Andreas Kortenhaus
aus Hilden

Berichterstatter:	Prof. Dr.-Ing. H. Oumeraci Prof. dr.-irs. J.K. Vrijling Prof. Dr.-Ing. D. Hosser
Prüfungsvorsitzender:	Prof. Dr.-Ing. R. Wanninger
Eingereicht am:	22. November 2001
Mündliche Prüfung am:	22. Januar 2002

Die nachstehende Arbeit ist in elektronischer Form veröffentlicht an der Technischen Universität Braunschweig unter *<http://www.tu-bs.de>*

Vorwort

Die vorliegende Arbeit ist im Rahmen der Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Leichtweiß-Institut für Wasserbau der Technischen Universität Braunschweig, Abteilung Hydromechanik und Küsteningenieurwesen, entstanden. Grundlage dieser Arbeit war ein durch das Bundesministerium für Forschung und Bildung gefördertes und durch das Kuratorium für Forschung im Küsteningenieurwesen (KFKI) begleitetes Forschungsvorhaben „Probabilistische Bemessungsmethoden für Seedeiche“ in den Jahren 2000 bis 2002. Für die dadurch erhaltene Unterstützung bedanke ich mich.

Mein ganz besonderer Dank gilt meinem Doktorvater Prof. Dr.-Ing. H. Oumeraci, mit dem ich seit 1992 sowohl in Hannover als auch in Braunschweig zusammen gearbeitet habe. Er hat die vorliegende Arbeit angeregt, mit vielfachen Anregungen unterstützt und kritisch begleitet, d.h. immer wieder alle Ansätze hinterfragt und wertvolle Hinweise zur Strukturierung und Beschränkung auf das Wesentliche gegeben. Gleichzeitig hat er mir darüber hinaus die Möglichkeit gegeben, in nationalen und internationalen Forschungsprojekten aktiv zu sein und wertvolle Erfahrungen nicht nur für die vorliegende Arbeit zu sammeln. Für das mir stets entgegengebrachte Vertrauen gilt mein besonderer Dank.

Herr Dr.-Ing. H.-H. Dette hat mich während meiner Zeit am Leichtweiß-Institut stets unterstützt und mir die Freiräume für die Erstellung der Arbeit gegeben. Darüber hinaus hat er mir in vielen Gesprächen immer wieder das Ziel vor Augen geführt und so wesentlich zur Fertigstellung dieser Arbeit beigetragen. Dafür danke ich herzlich.

Prof. dr. irs. J.K. Vrijling und Prof. D. Hosser danke ich für das Interesse und die Anregungen sowie für die Bereitschaft, als Mitberichter zu fungieren. Gleichzeitig danke ich Prof. Dr.-Ing. R. Wanninger für die Übernahme des Vorsitzes in der Prüfungskommission.

Die Unterstützung aller Kollegen der Abteilung Hydromechanik und Küsteningenieurwesen war besonders wertvoll während meiner bisherigen Zeit am Leichtweiß-Institut und insbesondere während der Erstellung der vorliegenden Arbeit. Ein besonderer Dank geht an meinen langjährigen Freund und Kollegen Markus Muttray, der mir bei allen kleinen und größeren Problemen tatkräftig zur Seite gestanden hat. Ein gleichzeitiger Dank geht auch an meine Kollegen Gunnar Koether und Hendrik Bergmann, die in vielen fachlichen und außerfachlichen Gesprächen und Hinweisen zu dieser Arbeit beigetragen haben. Herrn Rainer Kvapil danke ich für die vielfache Unterstützung in allen technischen Fragen und Frau Gabriele Fournier für ihre stetigen und hilfreichen Ermunterungen. Darüber hinaus gilt mein Dank allen studentischen Mitarbeitern, die mich in dieser Zeit unterstützt haben. Stellvertretend sei hier vor allem Hans-Jörg Lambrecht genannt, der einen Großteil der aufwändigen Berechnungen und Datenanalysen durchgeführt hat.

Mein ganz besonderer Dank gilt meiner Frau Angela und unseren Kindern Julius, Tilman und Sinje sowie meinen Eltern, die mir dies alles ermöglicht haben. Sie haben in speziellem Maße Verständnis und Geduld aufgebracht und mich immer wieder motiviert, diese Arbeit fertig zu stellen. Ohne ihre Unterstützung hätte diese Arbeit nicht entstehen können.

Kurzfassung

Weltweit haben sich in den letzten fünf Jahrzehnten vermehrt Naturkatastrophen ereignet. An den meisten Küsten sind erhöhte Sturmflutwasserstände mit ansteigender Tendenz zu verzeichnen, während andererseits weiterhin die Besiedlung und die wirtschaftliche Nutzung des Küstenraumes anwachsen. Damit wird die häufig diskutierte Frage noch weiter in den Mittelpunkt rücken, ob sich die Sicherheit von Küstenschutzmaßnahmen quantifizieren lässt und wie sicher „sicher genug“ ist. Probabilistische Methoden bieten die Möglichkeit, zur Beantwortung dieser Fragen beizutragen. Hauptziel der vorliegenden Arbeit war es, ein probabilistisches Bemessungskonzept auf der Grundlage bestehender, zu ergänzender und neu zu entwickelnder Grenzzustandsgleichungen für die maßgebenden Versagensmechanismen und deren Wechselwirkungen vorzuschlagen, das Konzept an Beispieldeichen zu implementieren und die Ergebnisse mit denen herkömmlicher deterministischer Verfahren zu vergleichen.

Auf Grundlage von Schadensanalysen werden hierfür alle für die Fallbeispiele erforderlichen 25 Versagensmechanismen einschließlich der dafür notwendigen 87 Eingangsparameter und ihrer Unsicherheiten zusammengestellt und bewertet. Die Zusammenhänge zwischen den Mechanismen werden in einem Fehlerbaum beschrieben. Hierfür werden (i) die Grenzzustandsgleichungen für die meisten Versagensmechanismen aufgrund der Schritttumsanalyse entweder neu entwickelt, angepasst bzw. verbessert, (ii) eine einheitliche Methodik für die Erfassung der Unsicherheiten für Eingangsparameter und Modelle erarbeitet, (iii) die Einflüsse dieser Unsicherheiten auf die Versagenswahrscheinlichkeiten der jeweiligen Mechanismen ermittelt, (iv) die Versagenswahrscheinlichkeiten aller Mechanismen bestimmt und ihr Einfluss auf das Gesamtversagen erfasst, (v) die Abhängigkeiten der Versagensmechanismen untereinander analysiert und Versagensszenarien vorgestellt, die die zeitlichen Abläufe des Versagens beschreiben, (vi) die zeitliche Veränderung der Eingangsparameter und ihr Einfluss auf die Gesamt-Versagenswahrscheinlichkeit des Deiches untersucht, und (vii) die berechnete Gesamt-Versagenswahrscheinlichkeit des Deiches bewertet und mit Ergebnissen aus den herkömmlichen deterministischen Bemessungsverfahren verglichen.

Die Analyse hat gezeigt, dass sich die Gesamt-Versagenswahrscheinlichkeit eines Seedeiches mit Hilfe des vorgeschlagenen Bemessungskonzeptes ermitteln lässt. Bei Berücksichtigung aller 25 Versagensmechanismen wird eine Versagenswahrscheinlichkeit P_f ermittelt, die bei den untersuchten Beispielen um etwa eine Zehnerpotenz niedriger liegt als bei Verwendung vereinfachter Fehlerbäume mit einer deutlich geringeren Anzahl von Versagensmechanismen. Im Vergleich zu herkömmlichen Verfahren könnten bei allgemeiner Akzeptanz der vorgestellten Methode bei Neubauten z.B. geringere Deichabmessungen (z.B. Kronenhöhe) und damit Einsparungen der Baukosten erzielt werden.

Die wichtigsten Versagensmechanismen beziehen sich bei den heutigen Deichbauweisen und Kronenhöhen auf die Erosionsprozesse auf der Außenböschung von Seedeichen. Vor allem die Unsicherheiten des Bemessungswasserstandes weisen einen entscheidenden Einfluss auf die Versagenswahrscheinlichkeiten der einzelnen Grenzzustandsgleichungen und auf die Gesamt-Versagenswahrscheinlichkeit auf. Die Unsicherheiten der Modelle sind dagegen nur für rückschreitende Erosion (Piping) und Wellenüberlauf von Relevanz.

Die Ergebnisse der Arbeit sollen die Machbarkeit von probabilistischen Bemessungsverfahren für neue und zur Quantifizierung der Sicherheitsreserven von bestehenden Küstenschutzwerken veranschaulichen. Die vorgestellte Vorgehensweise liefert die Grundlage für den wesentlichsten Baustein zur Durchführung von Risikoanalysen für durch Hochwasser bedrohte Küstenregionen.

Summary

Within the last five decades natural disasters have occurred worldwide with increasing tendency. Mean sea level rise has been observed along many coastlines giving a challenge to the coastal engineering profession especially because more and more people prefer to live at the seaside and the economic use of coastal areas is also increasing. Therefore, the often discussed questions whether the safety of coastal defences can be quantified and how safe is 'safe enough', will become more and more important within the coming years. Probabilistic methods provide a unique possibility to answer these questions. The main objectives of this thesis are (i) to set up a probabilistic design concept on the basis of existing, improved and new limit state equations for the governing failure modes (here: for sea dikes) as well as their interrelations; (ii) to apply this probabilistic concept to selected case studies; and (iii) to compare the results with results using traditional deterministic design procedures.

All necessary failure modes (here: 25 failure modes) and the required input parameters (87 input parameters) are collated and evaluated on the basis of existing failure analyses for sea dikes. The interrelations between all failure modes are described in a fault tree. In order to obtain the overall objectives the following steps were performed: (i) the limit state equations for most of the 25 failure modes were newly developed, or adopted or improved from references, respectively; (ii) a consistent methodology for quantifying the uncertainties of input parameters and models was developed; (iii) the influence of uncertainties on the failure probabilities of the different failure modes was determined; (iv) the influence of the failure probabilities of all mechanisms and their influences on the overall failure probability were evaluated; (v) the interrelation of failure modes were analysed and failure scenarios were developed; (vi) the time dependent variations of input parameters and their influence on the overall failure probability were investigated; and (vii) the calculated overall failure probability of the dike was evaluated and compared with traditional deterministic design procedures.

The analysis has shown that the overall failure probability of a sea dike can be determined by the proposed design concept. Taking into account all 25 failure modes for the investigated examples, an overall failure probability P_f can be calculated, which is about an order of magnitude lower than that using a simplified fault tree with a much lower number of failure modes. In comparison to traditional deterministic design procedures smaller dike dimensions (e.g. lower crown height of the dike) could be foreseen which means savings in terms of overall construction costs.

Taking into consideration today's construction methods of sea dikes and crown heights the most important failure modes are the erosion processes at the seaward slope of dikes. It has been shown that the uncertainty related to the design water level is the most important parameter regarding the failure probabilities of the individual failure modes and the overall failure probability of the sea dike. On the other hand it has to be mentioned that for the cases investigated here the uncertainties of the limit state equations are only relevant for the failure modes 'piping' and 'wave overtopping'.

The overall results illustrate the feasibility of probabilistic design procedures for planning new coastal defence systems and for the quantification of safety reserves of existing coastal sea defences. Therefore, the results provide the basis for the most essential element within the task of performing risk analyses for flood prone coastal areas.

Inhalt

Abbildungsverzeichnis	viii
Tabellenverzeichnis.....	xi
Symbolverzeichnis	xiii
1 Einleitung	1
1.1 Veranlassung und konzeptioneller Rahmen	1
1.2 Zielsetzung.....	3
1.3 Methodisches Vorgehen	3
2 Wissensstand und theoretische Grundlagen.....	5
2.1 Deterministische Bemessungsverfahren.....	6
2.2 Schadensanalyse für Deiche	8
2.3 Versagensmechanismen für Seedeiche.....	10
2.4 Eingangsparameter für Grenzzustandsgleichungen.....	14
2.4.1 Hydrodynamische Eingangsparameter	14
2.4.2 Geotechnische Eingangsparameter	18
2.5 Unsicherheiten der Eingangsparameter und Modelle.....	19
2.5.1 Unsicherheiten von Eingangsparametern	20
2.5.2 Modellunsicherheiten.....	21
2.6 Berechnung der Wahrscheinlichkeit einzelner Versagensmechanismen	22
2.6.1 Level II Berechnungen.....	23
2.6.2 Level III Berechnungen	26
2.6.3 Anwendungsbeispiele	27
2.7 Fehlerbaumanalyse und Gesamt-Versagenswahrscheinlichkeit.....	28
2.8 Präzisierung der Zielsetzung und Methodik.....	32
2.8.1 Zielsetzung.....	32
2.8.2 Methodik.....	33
3 Auswahl typischer Beispieldeiche	37
3.1 Fiktiver Beispieldeich.....	38
3.1.1 Basisquerschnitt und Ausgangsdaten.....	38
3.1.2 Variationen der Deichgeometrie und des Wasserstands.....	38
3.2 Nordsee-Deich	39
3.3 Ästuardeich	40
4 Versagensmechanismen	43
4.1 Beschreibung und Entwicklung der Versagensmechanismen	44
4.1.1 Globale Versagensmechanismen	44
4.1.1.1 Überströmen	44

4.1.1.2	Wellenüberlauf	45
4.1.1.3	Deichbruchentwicklung	46
4.1.2	Versagensmechanismen an der Außenböschung des Deiches	52
4.1.2.1	Druckschläge	53
4.1.2.2	Versagen des Deckwerks (Auftrieb)	54
4.1.3	Versagensmechanismen an der Binnenböschung des Deiches	56
4.1.3.1	Erosion der Grasnarbe	56
4.1.3.2	Erosion der Kleischicht	59
4.1.3.3	Infiltration	61
4.1.3.4	Durchströmung des Deichkörpers	62
4.1.4	Kappensturz	63
4.1.5	Anmerkungen zu Versagensmechanismen im Inneren des Deiches	65
4.2	Zusammenfassung und Bewertung	66
5	Unsicherheiten der Parameter und Modelle	69
5.1	Unsicherheit der Eingangsparameter	69
5.1.1	Methoden zur Beschreibung der Unsicherheiten der Eingangsparameter	70
5.1.2	Sensitivitätsanalyse	71
5.1.2.1	Problemstellung und Zielsetzung	71
5.1.2.2	Variationsbreite der Eingabeparameter	72
5.1.2.3	Vorgehen bei der Sensitivitätsanalyse	72
5.1.3	Anwendung für den fiktiven Beispieldeich	74
5.2	Modellunsicherheiten	77
5.2.1	Konzept des Modellfaktors und Datenauftragung	77
5.2.2	Methoden zur Beschreibung der Modellunsicherheiten	79
5.2.3	Anwendung auf die Grenzzustandsgleichungen für Seedeiche	80
5.2.3.1	Beispiel Wellenauflaufgeschwindigkeit	80
5.2.3.2	Zusammenstellung der Ergebnisse	82
5.3	Zusammenfassung und Bewertung	84
6	Level II/III Analyse der Versagensmechanismen	87
6.1	Verfahren zur Berechnung der Versagenswahrscheinlichkeiten und verwendete Software	88
6.2	Überprüfung der Software anhand einfacher Beispiele	91
6.3	Vergleich mit Analysen aus dem Schrifttum	92
6.4	Ermittlung der Versagenswahrscheinlichkeit für sämtliche Grenzzustandsgleichungen	93
6.5	Unsicherheiten der Eingangsparameter und Modelle	96
6.5.1	Unsicherheiten der Modelle („Modellfaktoren“)	97
6.5.2	Unsicherheiten der Eingangsparameter	99
6.5.3	Statistischer Verteilungstyp	104
6.6	Zusammenfassung und Bewertung	106
7	Fehlerbaumanalyse	109
7.1	Grundlagen zur Ermittlung der Gesamt-Versagenswahrscheinlichkeit und verwendete Software	109

7.2	Berechnung der Gesamt-Versagenswahrscheinlichkeit eines Seedeiches	111
7.3	Verfahren zur Szenarienbildung	113
7.4	Vergleich mit Beispielen aus dem Schrifttum	118
7.5	Einfluss der Abhängigkeit der Versagensmechanismen.....	120
7.6	Unsicherheiten der Eingangsparameter und Modelle.....	122
7.7	Einfluss der zeitlichen Abhängigkeit der Eingangsparameter.....	124
7.8	Zusammenfassung und Bewertung der Ergebnisse der Fehlerbaumanalyse	128
8	Fallstudien	131
8.1	Standard-Bemessungsverfahren	131
8.1.1	Überschreitungswahrscheinlichkeit des Wasserstands.....	131
8.1.2	Ermittlung der Deichhöhe.....	133
8.2	Probabilistische Bemessungsverfahren	133
8.2.1	Fehlerbaumanalyse	133
8.2.2	Variation der Deichhöhe	134
8.2.3	Weitere Beispieldeiche	135
8.3	Diskussion der Ergebnisse	136
9	Zusammenfassung, praktische Verwertbarkeit und Ausblick.....	139
9.1	Zusammenfassung	139
9.1.1	Versagensmechanismen.....	140
9.1.2	Unsicherheiten	140
9.1.3	Level II/III – Berechnungen	141
9.1.4	Fehlerbaumanalyse	141
9.1.5	Fallstudien.....	142
9.2	Verwertbarkeit der Methoden und Ergebnisse	143
9.3	Ausblick.....	143
9.3.1	Forschungsbedarf im Grundlagenbereich	144
9.3.2	Forschungsbedarf im angewandten Bereich	145
	Schrifttum.....	147

Contents

List of figures	v
List of tables	viii
List of symbols	xiii
1 Introduction	1
1.1 Motivation and conceptional framework	1
1.2 Objectives	3
1.3 Methodology	3
2 Review and theoretical background	5
2.1 Deterministic design procedures	6
2.2 Failure analysis for dikes	8
2.3 Failure modes for sea dikes	10
2.4 Input parameter for limit state equations	13
2.4.1 Hydrodynamic input parameter	13
2.4.2 Geotechnical input parameter	17
2.5 Uncertainties of input parameters and models	18
2.5.1 Uncertainties of input parameters	19
2.5.2 Model uncertainties	20
2.6 Calculation of failure probabilities of individual failure modes	21
2.6.1 Level II calculations	22
2.6.2 Level III calculations	25
2.6.3 Example case studies	26
2.7 Fault tree and overall failure probability	27
2.8 Specification of objectives and methodology	31
2.8.1 Objectives	31
2.8.2 Methodology	32
3 Selection of typical example sea dikes	35
3.1 Fictitious example dike	36
3.1.1 Cross section and basic data	36
3.1.2 Variation of dike geometry and water level	36
3.2 North Sea dike	37
3.3 Estuary dike	38
4 Failure modes	41
4.1 Description and development of failure modes	42
4.1.1 Global failure modes	42
4.1.1.1 Overflow	42

4.1.1.2	Wave overtopping.....	43
4.1.1.3	Breach development	44
4.1.2	Failure modes at the seaward slope of the dike	50
4.1.2.1	Impacts.....	51
4.1.2.2	Failure of revetment (uplift)	52
4.1.3	Failure modes at the shoreward slope of the dike.....	54
4.1.3.1	Erosion of grass cover	54
4.1.3.2	Erosion of clay layer.....	57
4.1.3.3	Infiltration.....	59
4.1.3.4	Seepage through the dike body.....	60
4.1.4	Kappensturz	61
4.1.5	Remarks related to failure modes in the dike body	63
4.2	Summary and conclusions	64
5	Uncertainties of parameters and models	67
5.1	Uncertainties of input parameters.....	67
5.1.1	Methods for description of uncertainties of input parameters	68
5.1.2	Sensitivity analysis	69
5.1.2.1	Problems and motivation	69
5.1.2.2	Variation of input parameters	70
5.1.2.3	Concept of sensitivity analysis	70
5.1.3	Application to example sea dikes	72
5.2	Model uncertainties	75
5.2.1	Concept of model factor and plotting of data	75
5.2.2	Methods of describing model uncertainties	77
5.2.3	Application to limit state equations for sea dikes.....	78
5.2.3.1	Example 'Wave run-up velocity'.....	78
5.2.3.2	Summary of results	80
5.3	Summary and conclusions	82
6	Level II/III analysis of failure modes.....	85
6.1	Methods to calculate failure probabilities and software used.....	86
6.2	Verification of software using simple examples	89
6.3	Comparison to analyses taken from literature	90
6.4	Calculation of failure probabilities for all limit state equations	91
6.5	Uncertainties of input parameters and models.....	94
6.5.1	Model uncertainties ('Model factors')	95
6.5.2	Uncertainties of input parameters	97
6.5.3	Statistical distributions.....	102
6.6	Summary and conclusions	104
7	Fault tree analysis.....	107
7.1	Basics for calculation of overall failure probability and software used	107
7.2	Calculation of overall failure probability of a sea dike	109
7.3	Methodology for the use of scenario approaches	111
7.4	Comparison to examples taken from literature.....	116
7.5	Influence of interrelations of failure modes.....	118

7.6	Uncertainties of input parameters and models.....	120
7.7	Influence of time dependent input parameters.....	122
7.8	Summary and conclusions	126
8	Case studies.....	129
8.1	Standard design procedures	129
8.1.1	Exceedance probability of water level.....	129
8.1.2	Determination of crest level of sea dikes.....	131
8.2	Probabilistic design procedures	131
8.2.1	Fault tree analysis	131
8.2.2	Variation of crest level.....	132
8.2.3	Further example dikes.....	133
8.3	Discussion of results	134
9	Summary, applicability of results and conclusions.....	137
9.1	Summary.....	137
9.1.1	Failure modes.....	138
9.1.2	Uncertainties	138
9.1.3	Level II/III – analyses	138
9.1.4	Fault tree analyses.....	139
9.1.5	Case studies.....	140
9.2	Applicability of methods and results	140
9.3	Conclusions.....	141
9.3.1	Requirements for basic research	141
9.3.2	Requirement for applied research	143
	References	145

Abbildungsverzeichnis

Abb. 1.1:	Notwendigkeit neuer probabilistischer Bemessungsansätze auf der Grundlage der Beschreibung von Versagensmechanismen und Unsicherheiten am Beispiel eines Seedeiches	2
Abb. 1.2:	Gesamtkonzept für eine Risikoanalyse für Hochwasser- und Küstenschutzsysteme (HuK-Systeme).....	2
Abb. 1.3:	Zielsetzung und methodische Vorgehensweise der vorliegenden Arbeit	3
Abb. 2.1:	Vereinfachte Darstellung der wesentlichen Prozesse im Fern- und Nahfeld des Deiches.....	5
Abb. 2.2:	Ursachen eines Deichbruchs durch Versagensmechanismen auf der Außen- und Binnenböschung von Seedeichen (nach Oumeraci & Schüttrumpf, 1997).....	9
Abb. 2.3:	Ermittlung des Wasserstands und der Seegangparameter am Bauwerk inkl. der statistischen Verteilungsfunktionen	15
Abb. 2.4:	Quellen von Unsicherheiten (nach Oumeraci et al., 2001)	19
Abb. 2.5:	Darstellung des klassischen Versagensproblems	22
Abb. 2.6:	Prinzipskizze des Berechnungsablaufs für die Bestimmung der Versagenswahrscheinlichkeit nach Level II.....	25
Abb. 2.7:	Berechnungsablauf für die Bestimmung der Versagenswahrscheinlichkeit nach Level III	26
Abb. 2.8:	Definition der Symbole für die Darstellung von Fehlerbäumen	29
Abb. 2.9:	Provisorischer Fehlerbaum auf Grundlage eingehender Schadensanalysen von See- und Stromdeichen.....	32
Abb. 2.10:	Methodisches Vorgehen für die Entwicklung und Anwendung eines Verfahrens für eine probabilistische Bemessung von Seedeichen.....	35
Abb. 3.1:	Querschnitt des gewählten fiktiven Seedeiches und Darstellung durch die verwendete Software	38
Abb. 3.2:	Typischer Nordsee-Deich und Darstellung durch die verwendete Software 39	
Abb. 3.3:	Typischer Ästuardeich und Darstellung durch die verwendete Software.....	41
Abb. 4.1:	Vorgehen bei der Beschreibung der Versagensmechanismen	43
Abb. 4.2:	Definitionsskizze für Überströmen	44
Abb. 4.3:	Definitionsskizze für Wellenauflauf und -überlauf.....	46
Abb. 4.4:	Definitionsskizze für Deichbruchentwicklung nach Visser (1995)	47
Abb. 4.5:	Prinzipskizze zur Stabilität von druckschlagbelasteten Deichen	53
Abb. 4.6:	Belastung eines Deckwerkselements durch welleninduzierten Auftrieb	55
Abb. 4.7:	Definitionsskizze zur Erosion der Grasnarbe durch Wellenüberlauf und Überströmung auf der Binnenböschung.....	57
Abb. 4.8:	Prinzipskizze zum Kräftegleichgewicht bei Erosion der Kleischicht (nach CUR, 1990)	59
Abb. 4.9:	Prinzipskizze zum Versagensmechanismus „Infiltration“	61
Abb. 4.10:	Prinzipskizze zum Durchströmen des Deiches	63
Abb. 4.11:	Prinzipskizze zum Kappensturz eines Seedeiches	64
Abb. 5.1:	Vorgehen bei der Bestimmung der Unsicherheiten der Eingangsparameter und Modelle	69

Abb. 5.2:	Sensitivitätsanalyse als Zwischenschritt zwischen deterministischem und probabilistischem Ansatz	71
Abb. 5.3:	Überblick und Durchführung der Sensitivitätsanalyse.....	73
Abb. 5.4:	Darstellungsmöglichkeiten und Beschreibung von Modellunsicherheiten.....	77
Abb. 5.5:	Auftragungstypen der Daten zur Bestimmung der Modellunsicherheit mit ihren Vor- und Nachteilen.....	78
Abb. 5.6:	Auftragung der relativen Wellenauflaufgeschwindigkeit auf der Außenböschung des Deiches zur Bestimmung des Modellfaktors.....	81
Abb. 6.1:	Vorgehen bei der Berechnung der Versagenswahrscheinlichkeiten für jeden Versagensmechanismus.....	87
Abb. 6.2:	Einfaches Histogramm der Versagensfunktion z für den Versagensmechanismus „Geschwindigkeit Außenböschung“ aus der selbst programmierten MC-Simulation.....	90
Abb. 6.3:	Einfluss der Variationen der Modellunsicherheiten ($\sigma_z = 0\%, 10\%, 20\%, 30\%$) auf alle Versagensmechanismen für den fiktiven Beispieldeich.....	98
Abb. 6.4:	Festlegung des Bemessungspunktes nach FORM und MCS -Verfahren.....	100
Abb. 6.5:	Variationen der Parameterunsicherheiten und ihre Auswirkung auf die Versagenswahrscheinlichkeit für ausgewählte Versagensmechanismen des fiktiven Beispieldeiches.....	102
Abb. 6.6:	Darstellung von Normal-, Log-Normal-, zweiparametriger Weibull- und Gumbel-Verteilung für einen fiktiven Datensatz X mit $\mu_x = 2,50$ und $\sigma_x = 0,20$	104
Abb. 6.7:	Variationen der statistischen Verteilungen der Eingangsparameter und ihre Auswirkung auf ausgewählte Versagensmechanismen für den fiktiven Beispieldeich	105
Abb. 7.1:	Fehlerbaum mit Berechnungsergebnissen für den fiktiven Beispieldeich.....	112
Abb. 7.2:	Berücksichtigung der Zeitabhängigkeit bei der Berechnung der Grenzzustandsgleichungen am Beispiel eines „Versagensastes“ der Außenböschung.....	113
Abb. 7.3:	Fiktives Beispiel zur Illustration und Entwicklung von Szenarien aus Fehlerbäumen	114
Abb. 7.4:	Szenarien-Fehlerbaum mit Berechnungsergebnissen für den fiktiven Beispieldeich.....	117
Abb. 7.5:	Anwendung des in den Niederlanden verwendeten Fehlerbaums auf den fiktiven Beispieldeich mit Grenzzustandsgleichungen nach TAW (2000)	119
Abb. 7.6:	Einfluss der Größe des Modellfaktors auf Versagensszenarien für den Beispieldeich	123
Abb. 7.7:	Einfluss der Unsicherheiten der Eingangsparameter auf die Szenarien für den fiktiven Beispieldeich.....	124
Abb. 7.8:	Vereinfachter Verlauf einer Sturmtidekurve nach TAW (1999)	125
Abb. 7.9:	Exponentielle Abnahme der Scherfestigkeit c_u mit zunehmendem Wassergehalt des Bodens in Abhängigkeit von der Bodenqualität (nach Oumeraci et al., 2001).....	127
Abb. 7.10:	Ergebnisse der Berechnung von Szenario 1 (lange Sturmflutdauer $t_s = 6,5$ h und niedrige Scherfestigkeit $c_u = 3,0$ kN/m ² des Kleis) für den fiktiven Beispieldeich.....	128

Abb. 8.1:	Vergleich von drei statistischen Verteilungsfunktionen und Überschreitungswahrscheinlichkeiten bei der Bestimmung des Bemessungswasserstandes für den Vergleich zwischen deterministischer und probabilistischer Berechnung	132
Abb. 8.2:	Variation der Kronenhöhe des fiktiven Beispieldeiches und Auswirkungen auf die Versagenswahrscheinlichkeiten von Wellenüberlauf, Szenario I und II (vgl. Tab. 7.2) sowie des gesamten Deiches	135
Abb. 9.1:	Übersicht über bearbeitete Schwerpunkte für eine probabilistische Bemessung von Seedeichen mit Auflistung der Schlüsselergebnisse (in Klammern: jeweilige Abschnitte der Arbeit)	139

Tabellenverzeichnis

Tab. 2.1:	Übersicht der Versagensmechanismen auf der Grundlage der Analyse des Schrifttums (Definitionsskizzen und Details der Versagensmechanismen siehe Anlage C)	11
Tab. 2.2:	Überblick über Berechnungen der Versagenswahrscheinlichkeit für einzelne Versagensmechanismen bei Seedeichen und anderen Küstenschutzbauwerken	28
Tab. 2.3:	Übersicht der Rechenregeln für die Ermittlung der Versagenswahrscheinlichkeit eines Systems	30
Tab. 2.4:	Überblick über Anwendungen von Fehlerbäumen bei Seedeichen und andere Küstenschutzbauwerken	31
Tab. 2.5:	Überblick über Versagensbereiche des Seedeiches	34
Tab. 4.1:	Übersicht der Grenzzustandsgleichungen für alle Versagensmechanismen (vgl. Tab. 2.1).....	67
Tab. 5.1:	Übersicht der verwendeten Eingangsparameter und ihrer Unsicherheiten	76
Tab. 5.2:	Übersicht über die verwendeten Standardabweichungen $\sigma_{Mz,1}$ für die Modellfaktoren der untersuchten Grenzzustandsgleichungen	83
Tab. 6.1:	Übersicht der wichtigsten Verfahren zur Ermittlung der Versagenswahrscheinlichkeit (vgl. auch Abschnitt 2.6).....	88
Tab. 6.2:	Übersicht der verwendeten Software in Abhängigkeit von Zweck und Komplexität der Berechnung.....	89
Tab. 6.3:	Vergleich verschiedener Berechnungsverfahren für den Versagensmechanismus „Kontakterosion“.....	91
Tab. 6.4:	Übersicht der Berechnungsergebnisse mit unterschiedlichen Verfahren für einfache Beispiele aus dem Schrifttum (Angaben des Variationskoeffizienten für MC-Simulationen in Klammern).....	92
Tab. 6.5:	Übersicht der Versagenswahrscheinlichkeit für sämtliche Grenzzustandsgleichungen nach den Kapiteln 2 und 4 für den fiktiven Beispieldeich, die vorgestellten Variationen und die realen Deiche (vgl. Kapitel 3) mit Hilfe der MC-Simulation.....	94
Tab. 6.6:	Vergleich der berechneten Sensitivitätsfaktoren α für FORM und MC-Analysen am Beispiel des fiktiven Deiches (s. Abschnitt 3.1)	101
Tab. 6.7:	Zehnerpotenzdifferenzen der Versagenswahrscheinlichkeit bei Variation der Unsicherheiten (zwischen 50% und 150% des Standardwertes) der Eingangsparameter für ausgewählte Versagensmechanismen des fiktiven Beispieldeichs.....	103
Tab. 7.1:	Verwendete Software zur Ermittlung der Gesamt-Versagenswahrscheinlichkeit aus einem Fehlerbaum mit ihren jeweiligen Vor- und Nachteilen	110
Tab. 7.2:	Bildung von Szenarien aus dem Fehlerbaum in Abb. 7.1 für Seedeiche	116
Tab. 7.3:	Vergleich einfacher Fehlerbaumberechnungen mit unterschiedlichen Ansätzen der Grenzzustandsgleichungen.....	119
Tab. 7.4:	Einfluss der Abhängigkeiten der Versagensmechanismen auf die Gesamt-Versagenswahrscheinlichkeit des Deiches für den fiktiven Beispieldeich	121

Tab. 7.5:	Übersicht der Ergebnisse bei Weglassen einzelner Versagensmechanismen und Szenarien für den fiktiven Beispieldeich (vgl. auch Tab. 7.2, vom Standardwert abweichende Ergebnisse sind grau markiert)	122
Tab. 8.1:	Übersicht der deterministischen und probabilistischen Berechnung des fiktiven Beispieldeiches	133
Tab. 8.2:	Ergebnisse der probabilistischen Berechnung aller Beispieldeiche mit und ohne Szenarienbildung	136

Symbolverzeichnis

Param.	Comp.	Einheit	Beschreibung
A	A	m ²	Fläche
A _e	Ae	m ²	Erosionsfläche im Querschnitt
C _r	Cr	-	Reflexionskoeffizient
C _r (f)	Cr_f	-	Funktion des Reflexionskoeffizient
c ₀	c0	m/s	Wellengeschwindigkeit im Tiefwasser
c _g	cg	m/s	Gruppengeschwindigkeit
c _s	cs	kN/m ²	Kohäsion
c _u	cu	kN/m ²	Undrained Scherspannung
D	Dd	m	Partikelgröße oder typischer Durchmesser
D ₁₀	D10	mm	10% Wert der Siebkurve (mittlere Partikelgröße, bei der 10% des Bodens feiner ist)
D ₁₀₀	D100	mm	Größte Partikelgröße
D ₁₅	D15	mm	15% Wert der Siebkurve
D ₅₀	D50	mm	Durchmesser der Steine, die den 50% Wert der Siebkurve übersteigt (mittlere Partikelgröße)
D ₈₅	D85	mm	85% Wert der Siebkurve
D _n	Dn	m	Nomineller Partikeldurchmesser, definiert durch $(M/\rho_r)^{1/3}$ für Steine und $(M/\rho_c)^{1/3}$ für Beton-Deckschichten
D _{n50}	Dn50	m	Nomineller Partikeldurchmesser, berechnet aus der mittleren Partikelmasse M ₅₀
d	d	m	Wassertiefe; Durchmesser
dt	dt	s	Zeitschritt (s. auch Δt)
E(X)		-	Erwartungswert, theoretischer Mittelwert von X
Eu		-	Eulerkonstante (0,577215664...)
e		-	Basis der natürlichen Logarithmen (2,718281....)
F(x)		-	Summenfunktion einer statistischen Verteilung
f	f	Hz	Haupt-Wellenfrequenz
f _m or f _p	fm or fp	Hz	Mittlere Frequenz oder Peakfrequenz eines Spektrums
g	g	m/s ²	Erdbeschleunigung
H	H	m	Wellenhöhe
H ₀	H0	m	Tiefwasser-Wellenhöhe
H _{1/10}	H110	m	Mittelwert der höchsten 1/10 Wellenhöhen einer Aufzeichnung

$H_{1/3}$	H13	m	Mittelwert der höchsten 1/3 Wellen einer Aufzeichnung
$H_{2\%}$	H2	m	Wellenhöhe, die von 2% der Wellen einer Aufzeichnung überschritten wird
H_{\max}	Hmax	m	Maximale Wellenhöhe in einer Aufzeichnung
H_{m0}	Hm0	m	Signifikante Wellenhöhe aus Spektralanalyse, definiert $4.0 m_0^{0.5}$
H_{nom}	Hnom	m	Nominal-Wellenhöhe, am Wellengenerator zu erzeugen
H_{rms}	Hrms	m	Wellenhöhe, berechnet als root mean square
H_s	Hs	m	Signifikante Wellenhöhe, Mittelwert des höchsten Drittels der Wellenhöhen
$H_{s,100}$	Hs100	m	Hundertjährige signifikante Wellenhöhe
H_{si}	Hsi	m	Signifikante küstennahe Wellenhöhe, Mittelwert des höchsten Drittels der Wellenhöhen
H_{so}	Hso	m	Signifikante küstenferne Wellenhöhe, Mittelwert des höchsten Drittels der Wellenhöhen, unbeeinflusst von Flachwasser
h_{\dots}	h_{\dots}	m	Wassertiefe vor dem Fuß des Bauwerks; Höhe
h_0	h_0	m	Wassertiefe im Tiefwasser
i	i	-	Hydraulischer Gradient; Kreisbogenradius
k	k	-	Wellennummer = $2\pi/L$
k	k	m/s	Darcy'scher Durchlässigkeitskoeffizient
L_{\dots}	L_{\dots}	m	Wellenlänge, in Richtung des Wellenfortschritts
L_m	L_m	m	Wellenlänge im Tiefwasser bezogen auf mittlere Periode (T_m)
L_o	L_o	m	Wellenlänge im Tiefwasser - $gT^2/2\pi$
L_p	L_p	m	Wellenlänge im Tiefwasser bezogen auf Spitzenperiode (T_p)
L_{pi}	L_{pi}	m	Lokale ufernahe Wellenlänge bezogen auf Spitzenperiode am Bauwerk, ungefähr gleich $(gT_p^2/2\pi)[\tanh(4\pi^2 h_s/gT_p^2)]^{1/2}$
l	l	m	Länge, Spannweite
m	m	t	Masse
m_0	m_0		Nulltes Moment des Wellenenergie-Dichtespektrums
m_2	m_2		Moment zweiter Ordnung des Wellenenergie-Dichtespektrums
m_{50}	m_{50}	t	Median der Masse bestimmt aus der Massenverteilungskurve
N_{\dots}	N_{\dots}	-	Anzahl von Werten

N_{wo}	Nwo	-	Anzahl der überschlagenden Wellen, ausgedrückt als Prozentanteil oder Anteil an der Anzahl der Gesamtereignisse
n	n	-	Porosität
$P_{...}$	P...	-	Wahrscheinlichkeit gleichzeitigen Eintretens
P_f^t	Pft	-	Zielwahrscheinlichkeit des Versagens
$P(x)$	Pf_x	-	Wahrscheinlichkeitsfunktion
POT	POT	-	Analyse von Werten, die einen bestimmten Schwellenwert überschreiten (Peak-over-threshold analysis)
p	p	kPa	Druck
p'	ps	kN/m ²	Durchschnittliche effektive Spannung, $(\sigma'_1 + \sigma'_3)/2$
p'_o	po	kN/m ²	Effektive Überlastungsspannung
p_{atm}	patm	kPa	Atmosphärischer Druck (Umgebungsdruck)
$p(x)$	pdf_x	-	Dichtefunktion einer statistischen Verteilung
Q	Q	-	Wellenüberlaufmenge, pro Längeneinheit des Bauwerks
q	qs	-	Dimensionslose Wellenüberlauftrate
q_o	qo	-	Überlaufkoeffizient mit der Dimension von q
R	R	-	Stärke oder Widerstand des Systems in der Wahrscheinlichkeitsanalyse
R_c	Rc	m	Freibord der Oberkante, Höhe der Oberkante minus statischer Wasserspiegel
R_u	Ru	m	Wellenauflaufhöhe, bezogen auf statischen Wasserspiegel
R_{us}	Rus	m	Wellenauflaufhöhe der signifikanten Welle
$R_{u2\%}$	Ru2	m	Wellenauflaufhöhe, überschritten durch 2% der auflaufenden Wellen
s		-	Standardabweichung
$S(f)$	S_f	-	Spektrale Dichte
s_m	sm	-	Wellensteilheit im Tiefwasser bezogen auf die mittlere Wellenperiode $= 2\pi H/gT_m^2$
s_p	sp	-	Wellensteilheit im Tiefwasser bezogen auf die Peak-Wellenperiode $= 2\pi H/gT_p^2$
$T_{...}$	T	s	(Reguläre) Wellenperiode
T			Wiederkehrintervall
T_{H110}	TH110	s	Wellenperiode zugehörig zu $H_{1/10}$
T_{H13}	TH13	s	Wellenperiode zugehörig zu $H_{1/3}$
T_{Hm}	THm	s	Wellenperiode zugehörig zu H_m
T_{Hmax}	THmax	s	Wellenperiode zugehörig zu H_{max}
T_m	Tm	s	Mittlere Wellenperiode

T_{nom}	T_{nom}	s	Nominale Wellenperiode, vom Wellengenerator zu erzeugen
T_{Pf}	T_{pf}	-	Wiederkehrperiode = $(1 - (1 - P_f)^{1/T})^{-1}$
T_p	T_p	s	Zu f_p gehörende Wellenperiode, Kehrwert der Peakfrequenz
T_{si}	T_{si}	s	Wellenperiode zugehörig zu H_{si}
T_{so}	T_{so}	s	Wellenperiode zugehörig zu H_{so}
t	t	s	Zeit
U_{10}	U_{10}	m/s	Windgeschwindigkeit, 10m über Wasserspiegel
var			Varianz
w	w	%	Wassergehalt
X	X		Wert der Eigenschaft eines Materials
x	x		x-Achse
z	z		Stochastische Variable, gibt die Versagensfunktion $z = R-S$ an
α	alpd	-	statistische Verteilungsparameter
α_3	alp3	-	Schiefte (< 0 linkssteil; = 0 symmetrisch; > 0 rechtssteil)
α_4	alp4	-	Exzess, Wölbungsmaß
β	betd		statistischer Verteilungsparameter
β	betr		Zuverlässigkeitsindex
γ	gam	-	Parameter der statistischen Verteilung; Skalierungsparameter, der die Breite der Verteilung entlang der x-Achse angibt
γ	gam		Teilsicherheitskoeffizient, auch Scherdehnung
γ_1	gam1		Teilkoeffizient bezogen auf charakteristischen Wert von X_i
γ_{Hs}	gamHs		Teilkoeffizienten der Wellenhöhe H_s
γ_{JS}	gamJS	-	Spitzenfaktor des JONSWAP-Spektrums
γ_s	gamS	kN/m ³	Wichte des Bodens
γ_w	gamW	kN/m ³	Wichte von Wasser
Δ	DEL	-	Verminderte relative Dichte, z.B. $(\rho_r/\rho_w)-1$
Δf	DELf	Hz	Frequenz-Zunahme
ΔH	DELH	m	Änderung der Prüfkörperhöhe
Δt	DELt	s	Zeitintervall zwischen zwei Messschritten
θ	THE	°	Wellenfortschrittsrichtung relativ zu Nord

λ	lam	-	Skalierungsfaktor Schlankheitsmaß	Modell	/	Prototyp;
μ_x	mux		Erwartungswert ($\mu(x)$), Mittelwert aller Daten			
ξ	xi	-	Iribarren-Zahl oder Brandungsparameter ($= \tan\alpha/s^{1/2}$)			
ξ_c	xic	-	Kritische Iribarren-Zahl, die zwischen Sturz- und Schwallbrechern unterscheidet			
ρ	rho	t/m ³	Massendichte			
ρ_s	rhos	t/m ³	Massendichte des Bodens			
ρ_{sp}	rhosp	t/m ³	Massendichte von Bodenkörnern/-partikeln			
ρ_w	rhow	t/m ³	Massendichte von Salzwasser			
$\sigma(x)$	sig_x	-	Standardabweichung von x			
τ	tau	kN/m ²	Scherspannung von Steinschüttung oder Boden			
φ	phi	°	Winkel des inneren Reibekoeffizienten von Stein oder Boden			

1 – Einleitung



1 Einleitung

1.1 Veranlassung und konzeptioneller Rahmen

Naturkatastrophen sind in den letzten fünf Jahrzehnten weltweit immer häufiger geworden (s. z.B. [Münchner Rückversicherung, 1999](#)). An den meisten Küsten nehmen die Sturmflutwasserstände zu, während das gesamte Küstengebiet gleichzeitig dichter besiedelt und wirtschaftlich intensiver genutzt wird. Damit rückt die häufig diskutierte Frage noch weiter in den Mittelpunkt, wie sicher die Küstenschutzmaßnahmen heute sind und wie sicher sie in Zukunft bei veränderlichen Klima- und Nutzungsbedingungen sein werden. Die direkt daran anschließende Frage besteht darin, ob sich die Sicherheit der Küstenschutzmaßnahmen überhaupt quantifizieren lässt und welche Schwierigkeiten dabei auftreten.

Die norddeutschen Küsten und Ästuarare sind bereits seit Jahrhunderten durch Deiche geschützt und im Laufe dieser Zeit immer wieder den veränderten Verhältnissen angepasst worden (vgl. z.B. [DVWK, 1992](#)). Heute ist die Hauptdeichlinie in Deutschland etwa 1400 km lang und erreicht Höhen von 3,50 mNN bis 6,0 mNN an der Ostsee und 6,50 mNN bis nahezu 10,0 mNN an der Nordsee. Die Sicherheit der Küstenschutzmaßnahmen werden in der vorliegenden Arbeit beispielhaft an Seedeichen aufgezeigt und bewertet.

Die Analyse von Schadensfällen während der Hochwasserereignisse 1995 in den Niederlanden hat gezeigt, dass in Einzelfällen noch relativ große Sicherheitsreserven in Ästuardeichen vorhanden sind, obwohl diese Deiche aufgrund der deterministischen Bemessungskriterien schon hätten versagen müssen ([Pilarczyk, 1998](#)). Auf der anderen Seite kann aber trotz einer ausreichenden deterministischen Bemessung auch dann schon ein Versagen auftreten, wenn z.B. für die bestehende Bemessung des Deiches nicht alle möglichen Versagensmechanismen berücksichtigt wurden. Abbildung 1.1 stellt diese Zusammenhänge schematisch dar und weist auf die Notwendigkeit hin, (i) die Versagensmechanismen und ihre Wechselwirkungen sowie (ii) die Unsicherheiten der Eingangsparameter und der Modelle explizit zu berücksichtigen. Daraus lässt sich die Notwendigkeit eines neuen Ansatzes für die Quantifizierung der Deichsicherheit ableiten, der das Versagen von Deichen und die Versagenswahrscheinlichkeiten der damit verbundenen Mechanismen einbezieht. Für diese Anforderungen sind probabilistische Bemessungsverfahren am besten geeignet, weil hierfür bereits Erfahrungen aus anderen Fachdisziplinen vorliegen.

Probabilistische Verfahren werden für die zukünftige Bemessung von Hochwasser- und Küstenschutzelementen (z.B. Seedeich) auf der Grundlage von Risikoanalysen unerlässlich sein. Sie ermöglichen die Ermittlung der Versagenswahrscheinlichkeit jedes Schutzelementes P_f eines Systems sowie die Versagenswahrscheinlichkeit des gesamten Schutzsystems P_{fs} , die zusammen mit dem zu erwartenden potenziellen Schaden $E(D)$ das Risiko $R = P_{fs} \cdot E(D)$ ergeben (Abb. 1.2). Bei vorgegebenem Ziel-Risiko R_t lässt sich das Restrisiko ermitteln, das durch Methoden des Restrisiko-Managements noch weiter reduziert werden kann und so eine optimale Bemessung erwarten lässt.

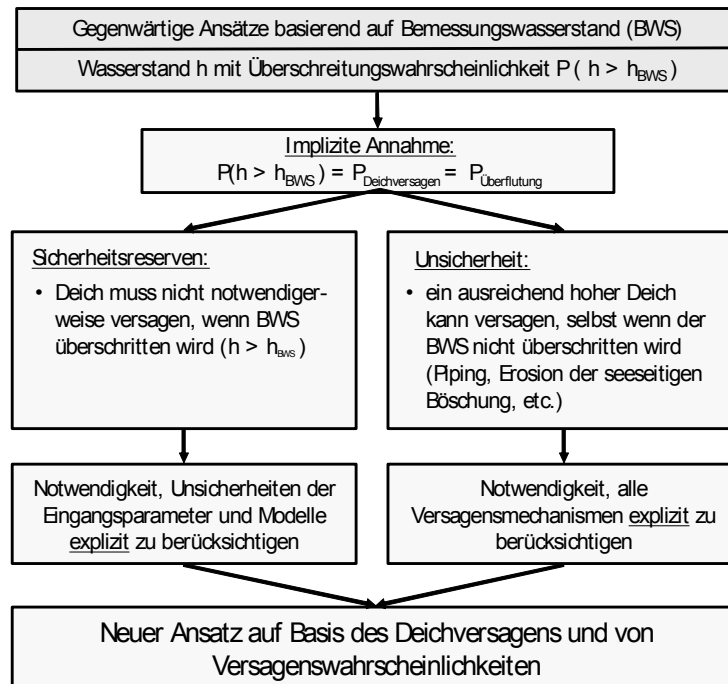


Abb. 1.1: Notwendigkeit neuer probabilistischer Bemessungsansätze auf der Grundlage der Beschreibung von Versagensmechanismen und Unsicherheiten am Beispiel eines Seedeiches (nach Kortenhaus & Oumeraci, 2001)

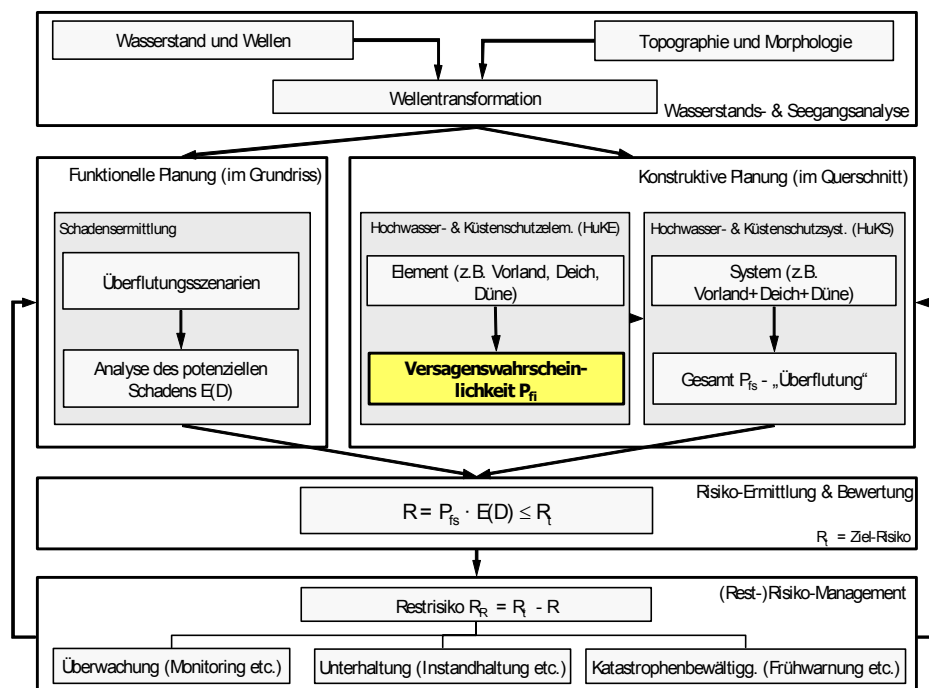


Abb. 1.2: Gesamtkonzept für eine Risikoanalyse für Hochwasser- und Küstenschutzsysteme (HuK-Systeme)

1.2 Zielsetzung

Das Hauptziel der vorliegenden Arbeit ist die Ermittlung und Bewertung der Versagenswahrscheinlichkeit eines Küstenschutzbauwerks am Beispiel eines Seedeiches auf der Grundlage der Erfassung aller maßgebenden Versagensmechanismen sowie deren Wechselwirkungen. Dabei soll auch der relative Beitrag der einzelnen Versagensmechanismen zum gesamten Deichversagen erfasst werden. Hierfür sind Ansätze, Modelle und Verfahren zur rechnerischen Erfassung der einzelnen Versagensmechanismen (Grenzzustandsgleichungen) und deren Wechselwirkungen (Fehlerbaumanalyse) sowie der Unsicherheiten aller Eingangsparameter und verwendeten Modelle unerlässlich. Es werden zum Teil vorhandene Berechnungsverfahren herangezogen, die im Rahmen dieser Arbeit eingehend auf Plausibilität hin überprüft und gegebenenfalls weiterentwickelt werden. Andererseits sind Neuentwicklungen von Grenzzustandsgleichungen erforderlich. Schließlich werden alle Ansätze und Aspekte in einem probabilistischen Verfahren für die Berechnung der Versagenswahrscheinlichkeit eines Seedeiches zusammengeführt. Die Machbarkeit dieser probabilistischen Bemessung wird anhand von fiktiven und realen Fallbeispielen demonstriert und mit einer deterministischen Bemessung verglichen.

1.3 Methodisches Vorgehen

In Abbildung 1.3 ist die prinzipielle Vorgehensweise in der vorliegenden Arbeit als Teilaspekt einer Risikoanalyse im Küstenraum dargestellt, wobei zugleich auf die entsprechenden Kapitel in dieser Arbeit hingewiesen wird.

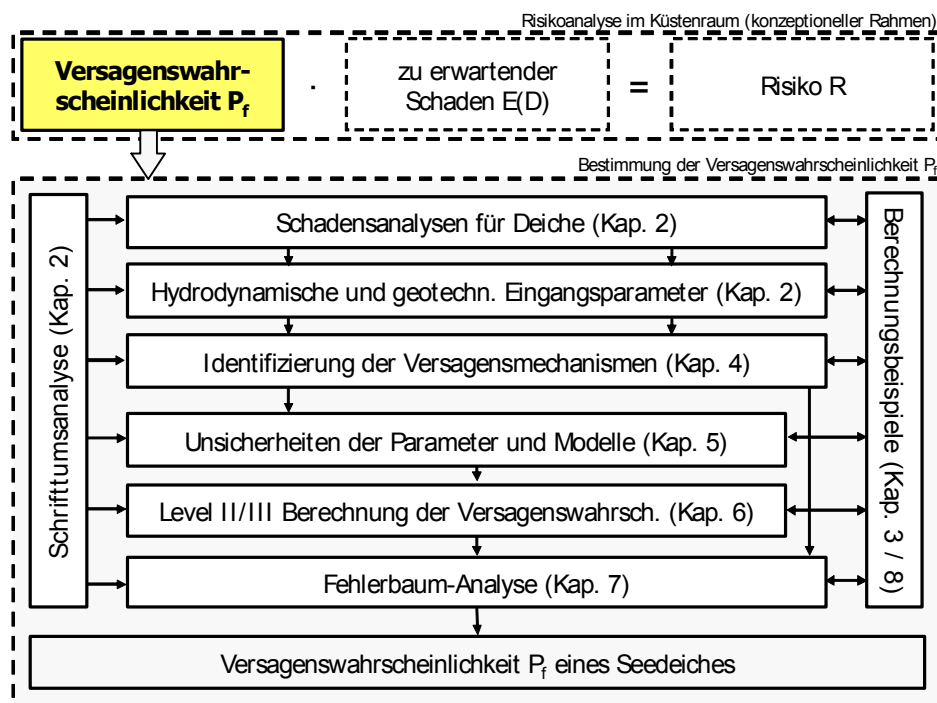


Abb. 1.3: Zielsetzung und methodische Vorgehensweise der vorliegenden Arbeit

In Kapitel 2 werden der Wissensstand und die theoretischen Grundlagen für die Ermittlung der Versagenswahrscheinlichkeiten zusammenfassend dargestellt und diskutiert. Dabei liegt

ein Schwerpunkt auf der Ermittlung der zu bearbeitenden Versagensmechanismen und deren Zusammenhang auf der Grundlage von bisherigen Untersuchungen und Schadensanalysen. Dadurch entsteht ein Gesamtüberblick über die Beschreibung der relevanten Versagensmechanismen einschließlich der darin enthaltenen Unsicherheiten. Gleichzeitig wird eine Übersicht der probabilistischen Berechnungsverfahren sowie des Wissensstands zu Fehlerbaumanalysen gegeben, so dass darauf aufbauend die Zielsetzung und Methodik der vorliegenden Arbeit präzisiert werden kann.

Zur Illustration der entwickelten Modelle werden in Kapitel 3 repräsentative Beispieldeiche ausgewählt und dokumentiert. Sie sind geeignet, in Form von Fallstudien die Gesamt-Versagenswahrscheinlichkeit eines Seedeiches zu ermitteln und zu bewerten.

In Kapitel 4 werden Verfahren entwickelt und analysiert, um die im Schrifttum noch vorhandenen Lücken zur Beschreibung des Versagens von Seedeichen am Beispiel der hier ausgewählten Prinzipstudie zu schließen. Die erarbeiteten Grenzzustandsgleichungen sollen das in Schadensanalysen festgestellte Versagen von Seedeichen vollständig beschreiben, so dass hiermit die Grundlage für die weitere probabilistische Berechnung gegeben ist.

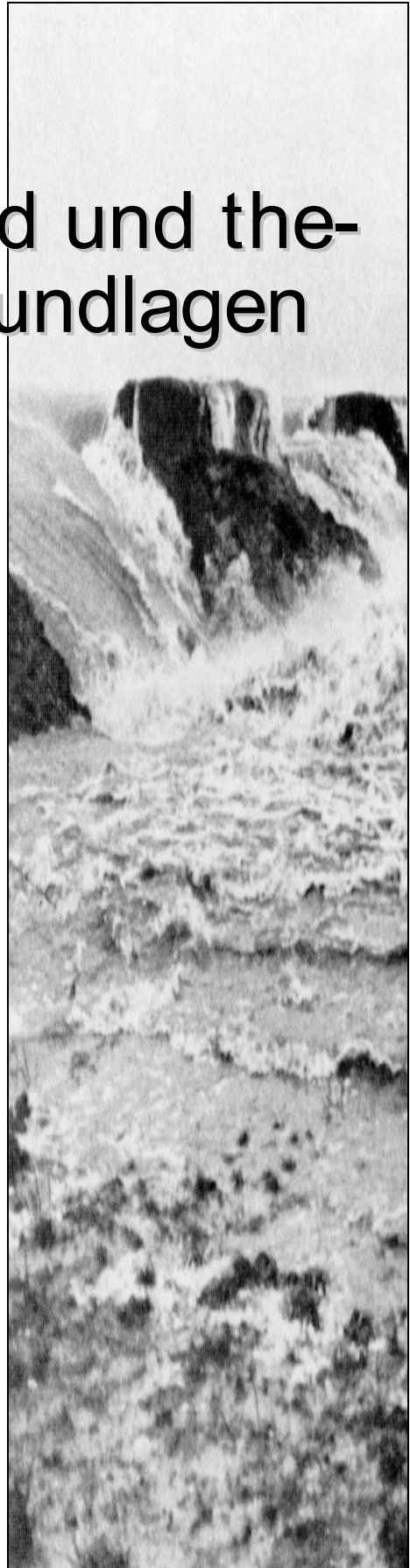
Kapitel 5 diskutiert die Unsicherheiten aller Eingangsparameter und Berechnungsmodelle der Grenzzustandsgleichungen aus Kapitel 4. Hierzu ist es erforderlich, allen Parametern statistische Verteilungen zuzuordnen. Auf diese Weise lässt sich die Unsicherheit des jeweiligen Parameters erfassen, mit der dann im Weiteren probabilistische Berechnungen durchgeführt werden können. Eine Sensitivitätsanalyse der ermittelten Parameter soll vor der eigentlichen probabilistischen Berechnung die Bedeutung der Eingabeparameter auf die jeweiligen Versagensmechanismen zeigen und Aufschluss sowohl über die Gesamtbedeutung der Eingangsparameter als auch über die Bedeutung jedes einzelnen Versagensmechanismus auf das Gesamtversagen des Deiches geben. Die Möglichkeiten und Grenzen einer Sensitivitätsanalyse werden kritisch hinterfragt.

Darauf aufbauend beinhaltet Kapitel 6 die eigentliche Berechnung der jeweiligen Versagensmechanismen einschließlich ihrer Bewertung. Als Ergebnis dieses Abschnittes werden die Versagenswahrscheinlichkeiten der Mechanismen unter Berücksichtigung der Grenzzustandsgleichungen aus Kapitel 4 und den Unsicherheiten aus Kapitel 5 ermittelt.

Die Fehlerbaum-Analyse in Kapitel 7 zeigt dann den Zusammenhang der einzelnen Versagensmechanismen und die Abfolge der Mechanismen untereinander. Auf dieser Grundlage lässt sich dann abschließend die Gesamt-Versagenswahrscheinlichkeit des vorgegebenen fiktiven Seedeiches berechnen.

In Kapitel 8 werden die bis dahin erarbeiteten Methoden und Verfahren auf die in Kapitel 3 dokumentierten Beispieldeiche angewendet und diskutiert. Gleichzeitig wird ein Vergleich mit einer deterministischen Bemessung eines Seedeiches abgeleitet und mögliche Einsparungen durch die probabilistische Bemessung werden diskutiert. Eine Beurteilung und abschließende Diskussion dieser Ergebnisse schließen das Kapitel ab.

2 – Wissensstand und theoretische Grundlagen



2 Wissensstand und theoretische Grundlagen

Wesentliche Voraussetzung für die Berechnung der Gesamt-Versagenswahrscheinlichkeit eines Seedeiches ist die Kenntnis der bis zum Gesamtversagen ablaufenden physikalischen Prozesse (im Folgenden als „Versagensmechanismen“ bezeichnet) und der hierfür benötigten Einflussgrößen (im Folgenden als „Eingangsparameter“ bezeichnet). Diese bilden die Grundlage für die probabilistischen Berechnungen und müssen die Vorgänge am Bauwerk bis zum Gesamtversagen des Deiches vollständig beschreiben. Abbildung 2.1 zeigt schematisch die Prozesse bzw. Verknüpfungen (Transferfunktionen) seawärts und am Fuß des Deiches, die zum Versagen eines Teiles oder des gesamten Bauwerks führen. Die Versagensmechanismen am und im Inneren des Deiches müssen dabei in Form von Gleichungen beschrieben werden, die den Grenzzustand zwischen Versagen und Nicht-Versagen beschreiben (im Folgenden als „Grenzzustandsgleichungen“ bezeichnet).

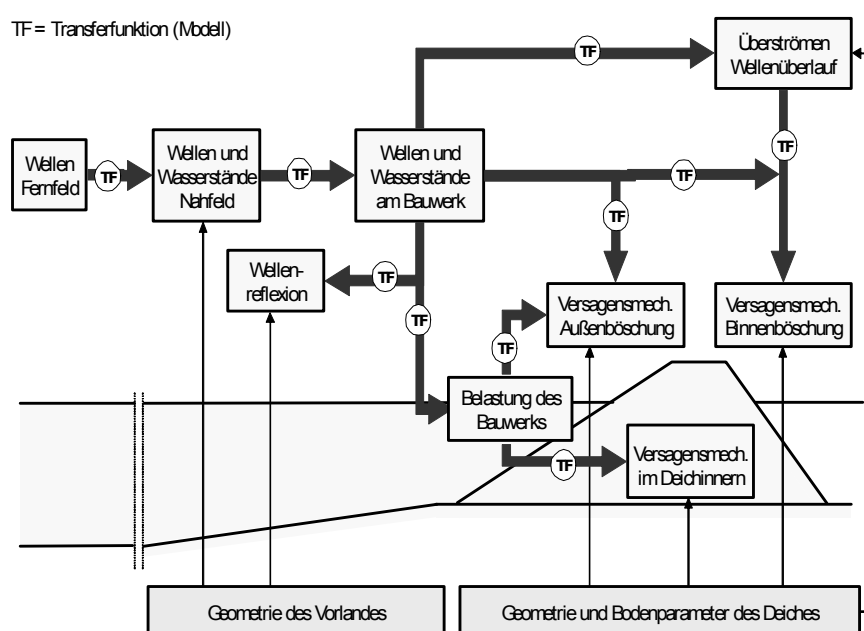


Abb. 2.1: Vereinfachte Darstellung der wesentlichen Prozesse im Fern- und Nahfeld des Deiches

In diesem Kapitel wird ein Überblick über den aktuellen Wissensstand zur derzeitigen Bemessung von Deichen und zu den Grundlagen für eine probabilistische Bemessung gegeben¹⁾. Dabei geht es vorwiegend um die Darstellung der im Weiteren erforderlichen Neu- oder Weiterentwicklungen der verschiedenen Aspekte für die probabilistische Deichbemessung einschließlich ihrer Anwendung auf ausgewählte Beispiele. Hierbei wird auf die folgenden Aspekte eingegangen:

¹⁾ Die hierfür zu behandelnden Aspekte sind sehr vielfältig und umfangreich. Daher wird hier nur eine Zusammenfassung einer umfangreichen Projektstudie gegeben, die in [Kortenhaus & Oumeraci \(2002b\)](#) behandelt wird.

- Verfahren und Anforderungen für die deterministische Bemessung eines Seedeiches (Abschnitt 2.1) als Grundlage für einen späteren Vergleich der Ergebnisse der probabilistischen Berechnung;
- durchgeführte Schadensanalysen für Deiche und Seedeiche (Abschnitt 2.2) als Grundlage für die Beschreibung der Versagensmechanismen sowie deren mögliche Wechselwirkungen;
- Wissensstand zu allen anhand der Schadensanalyse als wichtig erkannten Versagensmechanismen (Abschnitt 2.3);
- Zusammenstellung aller Eingangsparameter für die Versagensmechanismen und deren Bestimmung (Abschnitt 2.4);
- Unsicherheiten der Eingangsparameter und der Modelle sowie Verfahren zu deren Ermittlung (Abschnitt 2.5);
- Verfahren zur Bestimmung der einzelnen Versagenswahrscheinlichkeiten für die Grenzzustandsgleichungen (Abschnitt 2.6);
- Verfahren zur Berechnung der Gesamt-Versagenswahrscheinlichkeit des Deiches in Form eines Fehlerbaums (Abschnitt 2.7).

Abschließend werden nach einer Zusammenfassung und kritischen Bewertung des gesamten Wissensstandes die Zielsetzung und die weitere Vorgehensweise präzisiert (Abschnitt 2.8).

2.1 Deterministische Bemessungsverfahren

Zur **Ermittlung der Bestickhöhe** eines Seedeiches gibt es für die verschiedenen deutschen Küstenländer unterschiedliche Verfahren, die z.B. in [Kunz & Flügge \(2002\)](#), [EAK \(1993\)](#), [Petersen & Rohde \(1991\)](#), [MELF \(1986\)](#), [Freie und Hansestadt Hamburg \(1998\)](#), oder [Bezirksregierung Weser-Ems \(1997\)](#) für die einzelnen Küstenländer Niedersachsen, Schleswig-Holstein und Hamburg zusammengestellt sind.

Im Allgemeinen sind die darin enthaltenen Einflüsse, die zu einer Berechnung der Kronenhöhe beitragen:

- die Höhe des mittleren Tidehochwassers (MThw) über NN; dieser Wert ist entlang der Küsten stark ortsabhängig und muss für jeden spezifischen Fall ermittelt werden;
- der Einfluss des Springtide-Hochwassers, d.h. Erhöhung des MThw um einen gewissen Wert, um das gleichzeitige Auftreten einer Sturmflut mit dem höchsten astronomisch bedingten Hochwasser zu erfassen;
- der Windstau, der meteorologisch bedingte Einflüsse erfasst und z.B. im Einzelwertverfahren als Unterschied zwischen dem höchsten eingetretenen Tidehochwasser (HHThw) und dem zugehörigen, berechenbaren astronomischen Hochwasser (Thw) festgelegt ist;
- ein Sicherheitszuschlag, der vor allem den säkularen Anstieg des Meereswasserspiegels erfassen soll (näherungsweise mit 30 cm/100 Jahren anzusetzen);
- der Wellenauflauf, der ortsbedingt zu ermitteln ist;
- eventuelle Setzungen des Deiches und des darunter liegenden Bodens nach der Fertigstellung

Den meisten dieser Werte liegen in der Regel Langzeitbeobachtungen an den deutschen Küsten zugrunde. Gleichzeitig liegt die Summe der aus den einzelnen Punkten ermittelten Werte

in der Regel auf der sicheren Seite, wobei die Größe dieser Sicherheiten jedoch nicht quantifiziert werden kann.

In den Niederlanden wird eine Überschreitungswahrscheinlichkeit des Bemessungswasserstandes für die einzelnen dort vorhandenen Deichringe vorgeschrieben. Dabei wird i.d.R. für an der Küste liegende Deichringe eine Wahrscheinlichkeit $P_f = 1,0 \cdot 10^{-4}$ definiert, die Deichringe im Hinterland oder in weniger exponierten Lagen werden mit $P_f = 2,5 \cdot 10^{-4}$, $5,0 \cdot 10^{-4}$ oder $8,0 \cdot 10^{-4}$ angesetzt (TAW, 1999). Eine Überprüfung der darauf beruhenden Bemessung muss alle fünf Jahre erfolgen.

Aus **bodenmechanischer Sicht** gelten für Deichbaumaßnahmen grundsätzlich die übergeordneten Regeln und Normen für Baugrunduntersuchungen sowie die erforderlichen erdstatischen und bodenmechanischen Nachweise (EAK, 1993). Bei geringer Konsistenz des Bodens muss der Deichuntergrund vorab verbessert werden, damit das Gewicht des Deichs aufgenommen und ohne Böschungsbruch abgetragen werden kann (s. auch EAK, 1993; Kortenhaus & Oumeraci, 2002b).

Die Standsicherheit des Deiches und des Deichuntergrunds wird analog zu den übergeordneten Vorschriften nach DIN 4084 (1983) nachgewiesen. In den Nachweisen wird neben der Deicheigenlast der Wasserdruck auf den eingestauten Deich und ggf. eine Verkehrslast auf der Deichkrone angesetzt. Im Deichinneren wird der Bereich unter der stationären Sickerlinie als Boden unter Auftrieb in die Berechnungen eingeführt, zusätzlich wird der Wasserüberdruck auf die jeweilige Gleitfuge angesetzt. Dabei werden die Widerstände des Untergrundes und des Deichkörpers wegen des starrplastischen Modelleinsatzes in den Nachweisen nach DIN 4084 nur als Festigkeitswerte eingeführt.

Aus der Auflast des Deichkörpers resultieren Untergrundsetzungen, die umso größer sind, je dicker die unter dem Deich anstehenden Weichschichten sind und je geringer ihre Steifigkeit ist. Hinzu kommen die Eigensetzungen des Deichs, so dass je nach Bodenparametern bei Neubaumaßnahmen Setzungen im Meterbereich möglich sind.

Ein Überblick über einige wesentliche **baupraktische Anforderungen** sind in Kortenhaus et al. (2001) zusammengestellt. Grenzwerte für die Bodeneigenschaften des im Deichbau verwendeten Kleis gibt die EAK (1993). Für die im Rahmen erdstatischer Nachweise anzusetzenden Rechenwerte verweist die EAK 1993 auf die mittleren Bodenkennwerte z.B. in der EAU (1996). Weitere Details finden sich bei Brößkamp (1976) oder Eißfeldt (1999).

Wesentliche **Unzulänglichkeiten deterministischer Bemessungsmethoden** für Deiche sind in CUR (1990) oder Kuijper & Vrijling (1998) zusammengefasst, eine ausführlichere Diskussion findet sich in Kortenhaus et al. (2001). Vorteile probabilistischer Bemessungsmethoden sind u.a. die Berücksichtigung der stochastischen Natur der meisten relevanten Eingangsparameter wie Wasserstand und Seegang, die Erfassung der Unsicherheiten in den Modellen und deren Eingangsparametern, eine bessere Einsicht in das Zusammenwirken komplexer Systeme und die Möglichkeit, mit aktuellen Daten die statistischen Verteilungen zu verbessern. Die Nachteile sind z.B. in Kortenhaus & Oumeraci (2002b); Sexmith (1999) und Elishakoff (2000) zusammengestellt. Hierin werden vor allem die fehlende Akzeptanz probabilistischer Methoden und ihre notwendige Einbindung in Risikoanalysen genannt, aber auch die häufig unzureichende Datengrundlage wird bemängelt. Trotzdem wird die Verwendung der probabilistischen Verfahren dabei generell befürwortet.

Fazit: Die Bestimmung der Bestickhöhe eines Deiches basiert bei den herkömmlichen deterministischen Bemessungsverfahren sowohl in den deutschen Küstenländern als auch in den Niederlanden auf dem maßgebenden Wasserstand vor dem Deich. Dabei können weder die stochastische Natur der Eingangsparameter noch die Unsicherheiten der verwendeten Modelle und deren Eingangsparameter berücksichtigt werden. Daher bieten probabilistische Bemessungsmethoden trotz der möglicherweise noch unzureichenden Datenlage die Möglichkeit, diese Unzulänglichkeiten und damit die Bemessung von Küstenschutzbauwerken zu verbessern.

2.2 Schadensanalyse für Deiche

Die Schadensanalyse eines Bauwerks kann als Grundlage einer probabilistischen Bemessung dienen, da sie Aufschluss über die ablaufenden Mechanismen und deren Reihenfolge gibt, die letztendlich zum Versagen des Bauwerks führen. Es ist Ziel dieses Abschnitts, die im Schrifttum dokumentierten Schäden und deren Schlussfolgerungen zusammenzustellen, um (i) die maßgebenden Versagensmechanismen einschließlich der beteiligten Eingangsparameter, und (ii) den chronologischen Ablauf der physikalischen Prozesse zu identifizieren.

Für **Flussdeiche** sind die Überflutungen während der Hochwasserkatastrophe 1995 in den Niederlanden in [TAW \(1995\)](#) dokumentiert worden. Diese Ereignisse sind vergleichbar mit den großen Flutkatastrophen in Deutschland (z.B. Elbehochwasser 2002) und sind in [Kortenhaus & Oumeraci \(2002b\)](#) tabellarisch zusammengefasst. Danach hätten die Deiche laut der gültigen Bemessungsverfahren an einigen Stellen versagen müssen. Dass sie trotzdem standhielten, wurde den auf der sicheren Seite liegenden Annahmen hinsichtlich der Bodenparameter für die Berechnungsverfahren zugeordnet. Schäden an den Außenböschungen der Deiche sind ebenfalls dokumentiert worden, traten aber nur dann auf, wenn die Qualität der Kleischicht schlecht oder die Grasdecke vorgeschädigt war. [Armbruster et al. \(1999\)](#) fassen die Versagensmechanismen für Flussdeiche zusammen, die qualitativ denen von Seedeichen entsprechen, während sich die Eingangsparameter jedoch teilweise unterscheiden. Dabei wird vor allem auf den bei Flussdeichen relativ lang andauernden Wasserstand hingewiesen.

Gründe für das Versagen von **Erddämmen** sind in [Singh \(1996\)](#) zusammengestellt. Die überwiegende Anzahl der Versagensfälle im Bereich der Erddämme lassen sich dabei auf Probleme in der Gründung des Dammes oder auf fehlerhafte Konstruktionen zurückführen. Versagensmechanismen sind bei Dämmen vor allem das Überströmen, die rückschreitende Erosion (Piping) und das Versagen des Untergrundes (Böschungsbruch). Auslösende Belastung ist dabei das Überschreiten des Bemessungshochwassers oder ein Erdbeben. Wesentliche Unterschiede zu Seedeichen zeigen sich vor allem in den hydraulischen Randbedingungen (z.B. deutlich längere, hohe Wasserstände bei den Flussdeichen, deutlich geringere Wellenhöhen).

Bei **Ästuar- und Seedeichen** sind schwere Schäden während der Sturmflut 1953 in den Niederlanden (s. z.B. [Jorissen, 1997](#)) und während der Sturmfluten 1962 und 1976 ([Warncke, 1979](#) und [Zitscher et al., 1979](#)) in Deutschland aufgetreten. Die wesentliche Ursache dieser Schäden bestand in einer Überströmung bzw. im Wellenüberlauf der Deiche, was zu einem Versagen der Binnenböschung führte. Eine ausführliche Analyse dieses Deichversagens geben [Oumeraci & Schüttrumpf, \(1997\)](#). Die Untersuchungen zeigen prinzipielle Schwachstellen der Deiche auf, die auch heute (trotz veränderter Geometrie der Außen- und Binnenböschung)

zum Versagen der Deiche führen können. Hauptursache für das Gesamtversagen des Deiches ist dabei nicht ein einzelner Mechanismus, sondern das Zusammenwirken mehrerer Mechanismen (Abb. 2.2).

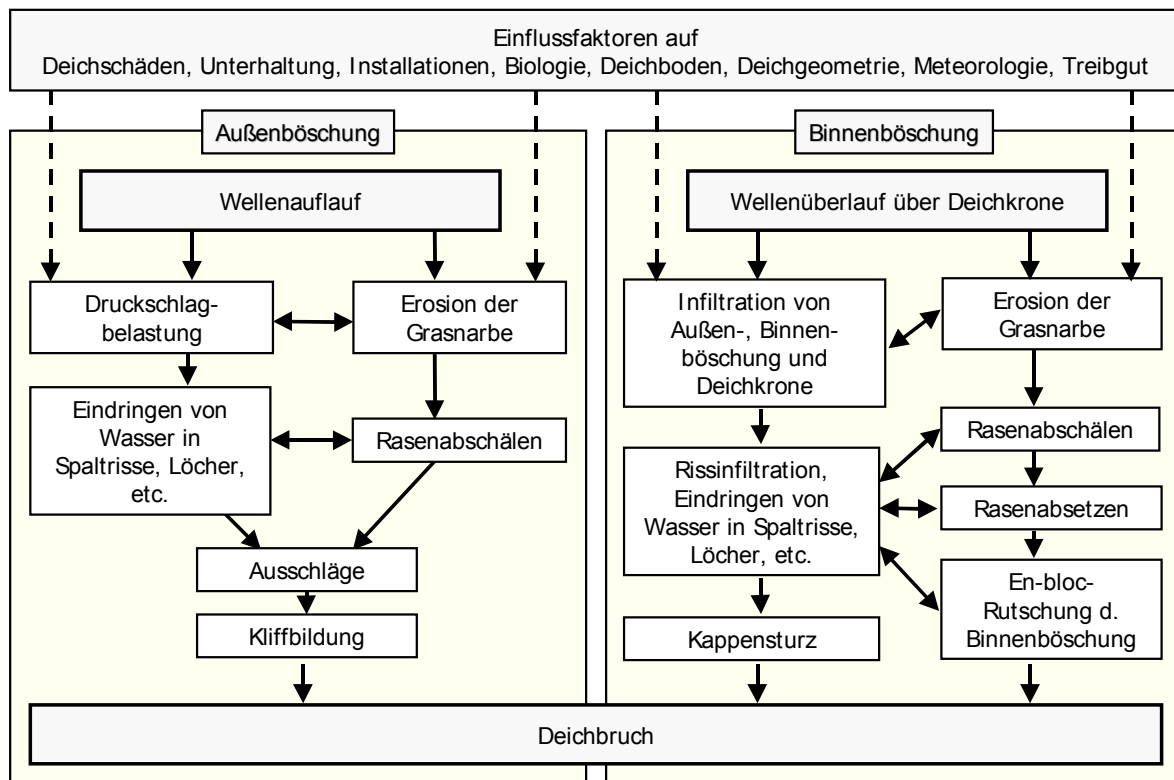


Abb. 2.2: Ursachen eines Deichbruchs durch Versagensmechanismen auf der Außen- und Binnenböschung von Seedeichen (nach Oumeraci & Schüttrumpf, 1997)

Für die Außenböschung werden Verfahren benötigt, um die Erosion der Gras- und Kleischicht, die Erosion des darunter liegenden Deichkerns und die Kliffbildung zu beschreiben. Für die Binnenböschung müssen Grenzzustandsgleichungen entwickelt oder erweitert werden, die die Erosion der Gras- und Kleischicht, das gesamte Abrutschen der Böschung und den Kappensturz beschreiben. Darüber hinaus sind auch Beschreibungen des vollständigen Deichbruchs bei Wellenüberlauf, des Gleitens des gesamten Deichkörpers, eines möglichen Böschungsbruchs und der inneren Erosion (rückschreitende Erosion, Kontakterosion) erforderlich.

Als wesentliche Belastungsgrößen werden die Wellenaufaufgeschwindigkeit auf der Außenböschung und der kritische Wellenüberlauf bzw. die Infiltration des Deiches auf der Binnenböschung herausgestellt (s. auch Schüttrumpf, 2001; Richwien, 1996; Richwien & Weissmann, 1995; Temmler & Filipinski, 1997 und Niemeyer, 1999).

Als wichtigste Widerstandsparameter werden die Deichgeometrie (z.B. Deichneigung auf der Außenböschung) und die Festigkeit des Untergrundes angegeben. Weitere Einflussfaktoren sind (i) eine Vorschädigung der Grasdecke (z.B. durch Bäume, Wurzeln von Pflanzen, Wildtiere oder übermäßige Beweidung), (ii) Installationen wie z.B. Leitungen, Kabel, Masten und Pfosten; (iii) die Belastung durch Treibgut, wobei keine dieser Einflussfaktoren bisher in Form eines Rechenmodells zu erfassen sind (Abb. 2.2).

Großmaßstäbliche Untersuchungen im Wellenkanal (Oumeraci et al., 2001) haben das Versagen der Binnenböschung infolge (Rinnen-)Erosion der Kleinschicht gezeigt. Durch die heute üblichen geringeren Deichneigungen (1:3) und niedrigere Infiltration des Deiches sowie die fehlende Grasschicht kam es dabei jedoch nicht zu den Böschungsrutschungen, die während der Sturmflut 1962 bei den Deichen in Hamburg beobachtet wurden. Hieraus lässt sich vor allem die Notwendigkeit eines Modells für die Infiltration des Deiches und der Erosion der Binnenböschung ableiten (s. auch Weißmann, 2002).

Fazit: Im Allgemeinen hat die Schadensanalyse für Fluss- und Seedeiche gezeigt, dass (i) modellhafte Beschreibungen der Versagensmechanismen (Grenzzustandsgleichungen) einschließlich ihrer Unsicherheiten entwickelt oder erweitert werden müssen; (ii) die Unsicherheiten aller Eingangsparameter für die Grenzzustandsgleichungen quantifiziert, und (iii) die Zusammenhänge zwischen den Versagensmechanismen erfasst werden müssen.

2.3 Versagensmechanismen für Seedeiche

In diesem Abschnitt wird ein Überblick über die im Schrifttum vorhandene Information zu den wichtigsten Versagensmechanismen gegeben. Daraus soll abgeleitet werden, welche Grenzzustandsgleichungen im Weiteren noch entwickelt bzw. überarbeitet werden müssen. Mehrere Veröffentlichungen befassen sich mit der probabilistischen Bemessung von Seedeichen, wobei eine unterschiedlich große Anzahl von Versagensmechanismen behandelt wird (s. z.B. CIRIA/CUR, 1991; Verhagen, 1998; Pilarczyk, 1999; Eißfeldt, 1999; Voortman, 2002). Eine vollständige Beschreibung im Sinne der Ergebnisse der Schadensanalyse für Seedeiche (Abb. 2.2) liegt bisher jedoch nicht vor. Es ist daher sinnvoll, die Versagensmechanismen anhand dieser Schadensanalyse im Detail zu untersuchen. Hierfür wurden alle verfügbaren Informationen aus dem Schrifttum zusammengestellt und die einzelnen Verfahren kritisch analysiert (Kortenhaus & Oumeraci, 2002b). Insgesamt wurden 25 Versagensmechanismen untersucht und auf ihre Anwendbarkeit überprüft. Die jeweiligen Grenzzustandsgleichungen erfordern dabei mehr als 80 Eingangsparameter. Ergebnisse dieser Analyse zeigen, dass nur ein geringer Teil aller Mechanismen so vollständig beschrieben ist, dass er direkt für Seedeiche verwendet werden kann. Einen Überblick hierzu gibt Tabelle 2.1.

Zusätzlich zu den dort gegebenen Anmerkungen für die einzelnen Versagensmechanismen lassen sich die folgenden wesentlichen Schlüsse aus der Analyse des Schrifttums entnehmen:

- bei einigen Versagensmechanismen fehlen Angaben zu Grenzzustandsgleichungen und zu Modellunsicherheiten; Grenzzustandsgleichungen müssen im Weiteren noch entwickelt werden, Modellunsicherheiten müssen geschätzt und ihr Einfluss auf die jeweilige Berechnung der Versagenswahrscheinlichkeit des Mechanismus genauer untersucht werden;
- die Abhängigkeit des Grenzzustands von der Zeit ist mitunter von großer Bedeutung, wird jedoch im Schrifttum bisher kaum behandelt. Dabei ist zwischen zwei Arten zu unterscheiden:
 - die Grenzzustandsgleichung besteht aus einem Vergleich zwischen der Zeit, die ein Mechanismus bis zum Erreichen des Grenzzustands benötigt (Widerstand), und der Dauer der Sturmflut (Belastung)
 - die Eingangsparameter der betrachteten Grenzzustandsgleichung sind zeitabhängig

Tab. 2.1: Übersicht der Versagensmechanismen auf der Grundlage der Analyse des Schrifttums (Definitionsskizzen und Details der Versagensmechanismen siehe Anlage C)

Versagensmechanismus	Schrifttum	Vergleich von	Einheit	Daten?	Modellunsicherheit	direkt zeitabh.	zeitabh. Param.	Anmerkungen und Probleme
Globale Versagensmechanismen								
Überströmen	Oumeraci et al. (1999); TAW (2000); Touahri (2000); CUR (1990), Powledge (1989a,b)	Überströmrates bzw. Wasserstand	[l/sm]	ja	ja	nein	h_w	kritische Überströmrates muss definiert werden, Versagen unabhängig von Erosion auf der Binnenböschung zu definieren
Wellenüberlauf	Schüttrumpf (2001), TAW (2000), Oumeraci & Schüttrumpf (1999)	Überlaufrates	[l/sm]	ja	ja	nein	h_w	kritische Überlaufrates muss definiert werden, Versagen unabhängig von Erosion auf der Binnenböschung zu definieren
Deichbruch-Entwicklung	Visser (1995, 1998), Okumura (1998), Singh (1996)	Dauer	[h]	nein	nein	ja	h_w	Verfahren für Überströmen von Sanddeichen verwendbar, Wellenüberlauf ist einzubinden
Gleiten	DIN 1054 (1996), Kolb, 1962	Kräfte	[kN]	nein	nein	nein	h_w, c_u	bisher keine Verifikation, Versagen unwahrscheinlich
Versagensmechanismen Außenböschung								
Stabilität Deckwerk	Van der Meer (1998), Husaarts et al. (1999), Zeidler (1994)	Steindurchmesser	[m]	nein	nein	nein	h_w	Mechanismus abhängig vom Typ des Deckwerks, nur Standard eingebunden
Druckschläge	Führböter (1994), Witte (1988), Grüne (1988)	Drücke	[kPa]	(ja)	nein	nein	h_w	Daten für p_{max} vorh., keine Aussage über Versagen, muss neu erarbeitet werden
Auftrieb Deckwerk	Klein-Breteler et al. (1998)	Drücke	[kPa]	nein	nein	nein	h_w	neue Wellenablaufsergebnisse einzubinden, daher neu zu erstellen
Geschwindigkeit Wellenauf- lauf	Schüttrumpf & Oumeraci (2001), Van Gent (2001)	Geschwindigkeit	[m/s]	(ja)	nein	nein	h_w	Daten für Auflaufgeschwindigkeit, keine Daten für kritische Geschw. vorhanden
Erosion Gras	Smith et al. (1994), Verheij et al. (1998)	Dauer	[h]	nein	nein	ja	-	nur ein großmaßstäblicher Versuch vorhanden, weitere Informationen erforderlich
Erosion Klei	Smith et al. (1994), Infram (2000b)	Dauer	[h]	nein	nein	ja	h_w	nur ein großmaßstäblicher Versuch vorhanden
Klifferosion	Vrouwenvelder (1999), Infram (2000b)	Dauer	[h]	nein	nein	ja	h_w	Klifferosion endet vor Deichkrone, dann folgt Verfahren für Deichbruch

Versagensmechanismus	Schrifttum	Vergleich von	Einheit	Daten?	Modellunsicherheit	direkt zeitabh.	zeitabh. Param.	Anmerkungen und Probleme
Böschungsbruch	DIN 4084 (1983), Lindenberg & De Groot (1998)	Momente	[kNm]	nein	nein	nein	h_w, c_u	Einfluss der Sickerlinie auf Bodenparameter muss noch berücksichtigt werden
Versagensmechanismen Binnenböschung								
Geschw. Überlauf / Überströmen	Schüttrumpf (2001), Van Gent (2001)	Geschwindigk.	[m/s]	(ja)	nein	nein	h_w	Daten nur für Geschw. auf der Binnenböschung, eigenes Verfahren bei Überströmen notwendig
Erosion Gras	TAW (1995), Lastrup et al. (1990)	Dauer	[h]	nein	nein	ja	h_w	wie Erosion Gras auf der Außenböschung, nur andere Geschwindigkeit
Erosion Klei	CUR (1990), TAW (2000)	Dauer	[h]	nein	nein	ja	h_w	genauere Beschreibung der Erosion erforderlich
Infiltration	Weißmann (1999)	Dauer	[h]	ja	nein	ja	h_w	Daten durch großmaßstäbliche Modellversuche
Kappensturz	DIN 4084 (1983, 1996)	Momente	[kNm]	nein	nein	nein	h_w	scheinbare Kohäsion im Sand sollte berücksichtigt werden
Durchströmung	Scheuermann & Brauns (2001)	Dauer	[h]	nein	nein	ja	h_w	berechnet ohne Deckschichten, keine ausreichende Datenabsicherung
Auftrieb Klei	Richwien & Weißmann (1999)	Strömungskraft	[kN]	nein	nein	nein	h_w	kann unverändert übernommen werden
Abrutschen Klei	Richwien & Weißmann (1999)	Strömungskraft	[kN]	nein	nein	nein	h_w	kann unverändert übernommen werden
Böschungsbruch	DIN 4084 (1983, 1996)	Momente	[kNm]	nein	nein	nein	h_w	Infiltration des Deiches muss noch berücksichtigt werden
Gesamterosion	Visser (1995)	Dauer	[h]	nein	nein	ja	h_w	Erweiterung auf Wellenüberlauf und Überströmen notwendig
Versagensmechanismen im Deichinneren								
rückschreitende Erosion	Weijers & Sellmeijer (1993), Van Loon (2001)	Druckgradient	[-]	nein	ja	nein	h_w	Standardverfahren nach Sellmeijer mit neuen Erkenntnissen nach Van Loon
Kontakterosion	De Mello (1975)	Korngrößen	[m]	nein	nein	nein	-	Durchströmung des Deiches ist wesentliche Versagensbedingung

h_w = Wassertiefe am Deichfuß; c_u = undrainierte Scherfestigkeit

Diese Abhängigkeiten müssen in die Ermittlung der Gesamt-Versagenswahrscheinlichkeit einfließen. Ein entsprechendes Modell hierfür muss im Weiteren noch entwickelt werden (vgl. Abschnitte 7.3 und 7.7 dieser Arbeit).

- Die Abhängigkeit der Grenzzustandsgleichungen untereinander wird im Schrifttum - unabhängig von ihrer eventuellen zeitlichen Abhängigkeit - nur unzureichend berücksichtigt. Diese Zusammenhänge müssen bei der Berechnung von Fehlerbäumen und der Ermittlung der Gesamt-Versagenswahrscheinlichkeit noch überprüft werden.
- Eine globale Annahme von Unsicherheiten (im Sinne eines Variationskoeffizienten) ist für viele Eingangsparameter nicht möglich. Bei der Festlegung der Unsicherheiten für geometrische Abmessungen ist es sinnvoller, eine konstante Standardabweichung vorzugeben (z.B. $\pm 0,10$ m für die Kronenhöhe des Deiches).

Fazit: Insgesamt wurden 25 Versagensmechanismen untersucht und auf ihre Anwendbarkeit überprüft. Die jeweiligen Grenzzustandsgleichungen erfordern dabei mehr als 80 Eingangsparameter. Bisher ist nur ein geringer Teil aller Mechanismen so vollständig beschrieben, dass er direkt für Seedeiche verwendet werden kann. Vor allem die chronologische Reihenfolge der Mechanismen, die zeitliche Abhängigkeit der Eingangsparameter, die Unsicherheiten der Modelle und die Abhängigkeit der Versagensmechanismen untereinander müssen im Weiteren noch eingehender untersucht werden.

2.4 Eingangsparameter für Grenzzustandsgleichungen

Die aus dem Schrifttum verfügbaren Informationen hinsichtlich der hydrodynamischen und geotechnischen Eingangsparameter werden im Folgenden diskutiert. Dabei wird auf die allgemeine Bestimmung der Eingangsparameter und der dafür notwendigen Verfahren eingegangen.

2.4.1 Hydrodynamische Eingangsparameter

Für die Bestimmung der hydrodynamischen Eingangsparameter am Fuß des Bauwerks (vgl. Abb. 2.1) sind unterschiedliche Einflussfaktoren wie z.B. der vorherrschende Wind, der Wasserstand im Tiefwasser vor dem Bauwerk, der vorherrschende Seegang und die Topographie des Vorlandes von Bedeutung. Diese Faktoren sind teilweise voneinander abhängig, so dass neben den Parametern selbst auch Methoden gefunden werden müssen, diese Abhängigkeiten zu beschreiben.

Die Analyse des Schrifttums hat gezeigt (vgl. [Kortenhaus & Oumeraci, 2002b](#)), dass dabei von Daten im Fernfeld des Bauwerks ausgegangen werden muss, da die Transformation der Wellen in das Nahfeld des Bauwerks bzw. zum Bauwerksfuß sehr stark von den lokalen topographischen Verhältnissen abhängig ist und daher nicht verallgemeinert werden kann. Die Bestimmung der Eingangsparameter am Deich erfolgt dann in drei Schritten (Abb. 2.3).

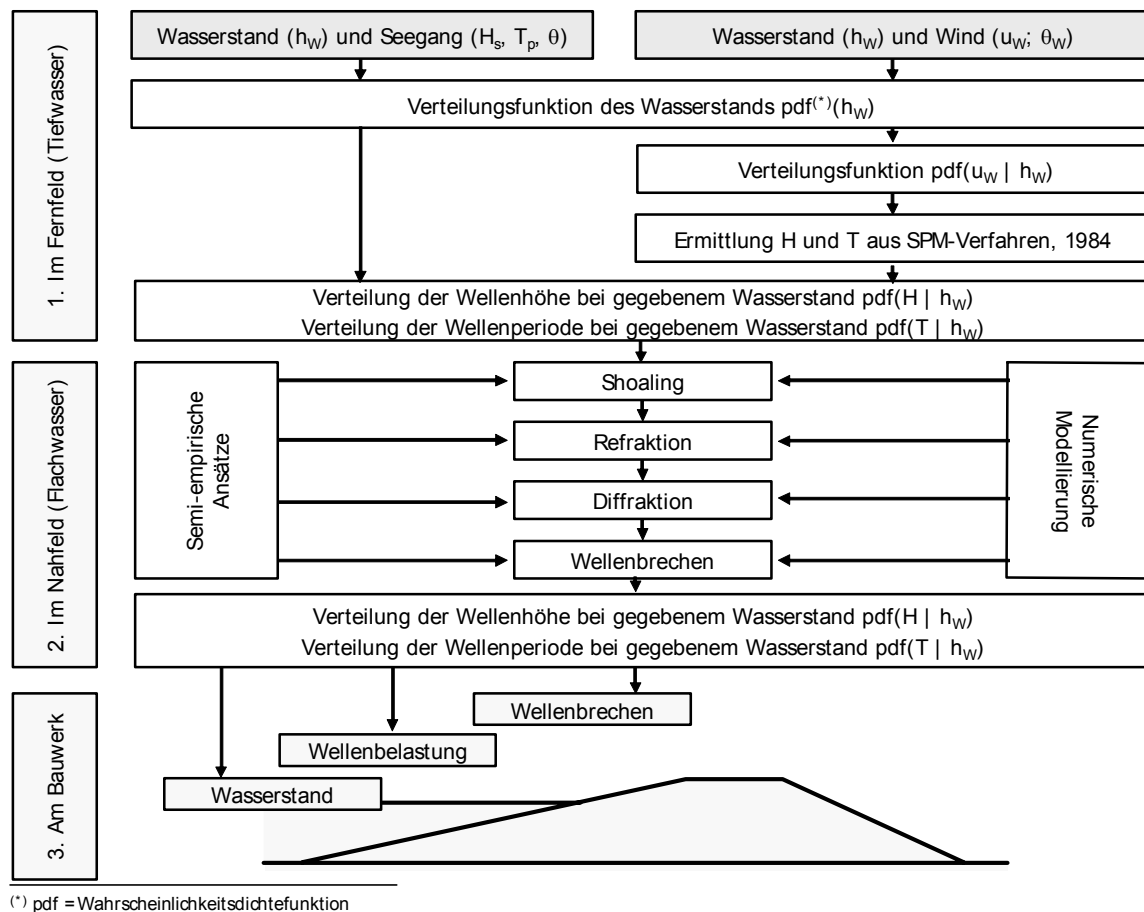


Abb. 2.3: Ermittlung des Wasserstands und der Seegangsparameter am Bauwerk inkl. der statistischen Verteilungsfunktionen

1. Im **Fernfeld des Bauwerks** müssen Verteilungsfunktionen pdf (= probability density function) der Wellenhöhe und der Wellenperiode bei gegebenem Wasserstand oder kombinierte Wahrscheinlichkeiten jpdf (= joint probability density functions) bestimmt werden. Dabei wird entweder von Informationen zu Wasserstand und Seegang oder – wenn Daten zum Seegang nicht vorhanden sind – von Informationen zu Wasserstand und Wind ausgegangen (Abb. 14).

Für die Verteilungsfunktion des Wasserstands $\text{pdf}(h_w)$ sind Hinweise bei [Jensen \(1985 und 1992\)](#) sowie bei [Van de Graaf \(1986\)](#) basierend auf [Vrijling & Bruinsma \(1980\)](#) für die holländische Küste gegeben. [Töppe \(1992\)](#); [Dietrich \(1996\)](#), [Gönnert \(1999\)](#), [Mai & Von Lieberman \(2000\)](#) enthalten Funktionen für die Nordsee, für die Ostsee sind Ergebnisse in [Weiss \(1991\)](#) und mehreren Veröffentlichungen in der Küste, Heft 61 (1999) zusammengefasst. Zu berücksichtigen sind Windstau, Setup ([CIRIA/CUR, 1991](#)) und Fernwellen ([Gönnert, 1999](#)). Details zu Windstau sind dabei in [Gönnert \(1999\)](#) gegeben worden, [CIRIA/CUR, 1991](#); [Oumeraci, 1998](#) oder [Voortman, 2002](#) geben grundlegende Verfahren zur Berechnung des Windstaus aus Winddaten. Die Quellen zeigen, dass sich unterschiedliche Extremwertverteilungen finden lassen, die von den lokalen Verhältnissen abhängig sind. Wesentliche Schwierigkeiten ergeben sich bei der statistischen Extrapolation von Daten (s. z.B. [Führböter et al., 1988](#); [Jensen et al., 1992](#); [Jensen, 2000](#)), da Messreihen über Wasserstände im deutschen Küstenraum bisher nur über ca. 100–150 Jahre zur Verfügung stehen und Extrapolationen nur über einen ca. dreimal so langen Zeitraum gestattet sind ([Wang & Le Mehauté, 1983](#)). Auf Möglichkei-

ten der Extrapolation bei Wellenhöhen im Bereich der Nord- und Ostsee weist [Fröhle \(2000\)](#) hin.

Bei vorhandenen Seegangsinformationen ist die Bestimmung von unabhängigen Verteilungsfunktionen für Wellenhöhen z.B. in [Niemeyer \(1979\)](#), [Weiss \(1991\)](#), [EAK \(1993\)](#) und [Fröhle \(2000\)](#) diskutiert worden. Auf Grundlage ausreichend langer Zeitreihen liegen für die Nord- und Ostsee in der Regel statistische Informationen für den jeweiligen Küstenabschnitt vor oder können aus Naturmessungen gewonnen werden.

Bedingte bzw. kombinierte Verteilungsfunktionen für Wasserstand und Wellenhöhen sind für die holländische Küste in [Vrijling & Bruinsma \(1980\)](#), [Van Aalst \(1983\)](#) [Vrijling & Bruinsma \(1990\)](#), [CIRIA/CUR \(1991\)](#), [Niemeijer & Volker \(1993\)](#), [De Haan & De Ronde \(1998\)](#), [De Ronde & De Leeuw \(2001\)](#) beschrieben worden, für die englische Küste liegen Informationen in [Tawn \(1988\)](#), [Tawn & Vassie \(1989\)](#), [Meadowcroft et al. \(1995\)](#), [Owen et al. \(1997\)](#), [Reeve \(1998\)](#), [HR Wallingford \(1994\)](#), [Sutherland & Wolf \(2001\)](#) vor. Alle hierin entwickelten Verfahren basieren auf Naturmessungen und sind anwendbar, wenn eine ausreichende Datenbasis vorhanden ist und kein wassertiefenbedingtes Wellenbrechen auftritt. Für die deutsche Küste sind diese Verfahren nur anwendbar, wenn vor Ort eine ausreichende Datenbasis sichergestellt werden kann.

Die Kombination von Wellenhöhe und Wellenperiode wird in [Losada & Giménez-Curto \(1979\)](#), [Goda \(1978\)](#) und [Memos & Tzanis \(2000\)](#) untersucht. Die kombinierten Wahrscheinlichkeiten sind dabei sehr stark von der Korrelation der Wellenhöhe und der Wellenperiode sowie eventuellen Transformationsprozessen in flacheres Wasser abhängig. Die Korrelation der Parameter ist dabei von physikalischen Zusammenhängen abhängig, die hier alternativ zu verwenden sind ([Kortenhaus & Oumeraci, 2002b](#)), wenn von den jeweiligen Einzelverteilungen ausgegangen wird. Aussagen über kombinierte Wahrscheinlichkeiten können für flachere Wasserbereiche nur getroffen werden, wenn die physikalischen Transformationsprozesse berücksichtigt werden.

Bei vorhandenen Windinformationen ist zunächst die Bestimmung der bedingten Wahrscheinlichkeit der Windgeschwindigkeit bei gegebenem Wasserstand notwendig ([Plate & Ihringer, 1991](#); [Sayers et al., 2001](#); [Voortman, 2002](#)). Daran anschließend müssen Seegangsinformationen aus Winddaten ermittelt werden (z.B. nach Verfahren von [Bretschneider, 1954](#) oder [SPM, 1984](#)), bevor wiederum die bedingten bzw. kombinierten Verteilungsfunktionen für Wasserstand und Seegangparameter angewendet werden können.

Die Ergebnisse zeigen, dass (i) die Verwendung kombinierter Wahrscheinlichkeiten oder der entsprechenden physikalischen Zusammenhänge sinnvoll ist, weil die Eingangsparameter voneinander abhängig sind, (ii) die Verteilungsfunktionen aufgrund der lokalen Gegebenheiten unterschiedlich sein können und (iii) sowohl bedingte als auch kombinierte Wahrscheinlichkeiten eine Vielzahl von Daten benötigen, die nicht immer vorhanden sind. Daher wird im Weiteren von den Einzelwahrscheinlichkeiten (Wasserstand, Wellenhöhe und Wellenperiode) und der Beschreibung der physikalischen Zusammenhänge ausgegangen.

2. Im **Nahfeld des Bauwerks** laufen die Wellen aus dem tiefen Wasser in das flache Wasser vor dem Bauwerk ein und werden je nach vorhandener Topographie transformiert. Hierbei sind vor allem zu nennen:

- Shoaling der Wellen ([Shuto, 1974](#), Vereinfachungen nach [Oumeraci & Muttray, 2001](#))
- Refraktion (nach linearer Wellentheorie)

- Diffraktion (nach linearer Wellentheorie)
- Wellenbrechen (Goda, 2000; Oumeraci & Muttray, 2001)

Diese Prozesse sind sehr stark von den lokalen Verhältnissen abhängig und können nicht immer mit linearer Wellentheorie erfasst werden. Bei komplexen topographischen Verhältnissen wird auch der Einsatz numerischer Modelle sinnvoll. Unter Berücksichtigung der gegebenen Wasserstände entstehen dabei aus den Verteilungen der Parameter im Tiefwasser im Nahfeld des Bauwerks wiederum vom Wasserstand abhängige Verteilungen der Seegangparameter, die z.B. durch Monte-Carlo-Simulationen berechnet werden können. Bei Änderungen des Wasserstands z.B. durch Setup der Wellen muss auch die Verteilung des Wasserstands neu ermittelt werden. Diese Verteilungen können z.B. nach dem Ansatz von CIRIA/CUR (1991) ermittelt werden oder müssen aus den transformierten Daten z.B. mit Hilfe von Monte-Carlo-Simulationen berechnet werden.

Alternativ lassen sich Abhängigkeiten der Seegangparameter auch mit semi-empirischen Rechenmodellen erfassen. Diese Modelle sind überwiegend im Nahfeld vor dem Bauwerk einzusetzen und beruhen in der Regel auf lokalen Messungen; Beispiele für die Abhängigkeit der Wellenhöhen von der Windgeschwindigkeit im Flachwasser geben Kaiser et al. (1994) und für die Abhängigkeit der Wellenhöhe vom Wasserstand Ronold (1990) und Hussaarts et al. (1999).

Wegen der lokal unterschiedlichen Topographie ist eine allgemein gültige Bestimmung der statistischen Verteilungen des Wasserstandes und der Seegangparameter im Nahfeld des Bauwerks in der Regel nicht möglich. Hierfür müssen die Verteilungen aus dem Tiefwasser herangezogen werden, die je nach Topographie entweder durch einfache (z.B. nach der linearen Wellentheorie) oder komplexe Verfahren (z.B. numerische Modellierung) in das Nahfeld des Bauwerks transformiert werden.

3. **Am Bauwerk** schließlich werden die Wellen je nach Wellenhöhe und –periode unterschiedlich brechen und daher zu unterschiedlichen Belastungen führen (für Seedeiche s. z.B. Schüttrumpf, 2001). Die hierfür verwendeten Verfahren werden in der Beschreibung der Eingangsbedingungen für die Grenzzustandsgleichungen verwendet und dort beschrieben (s. Abschnitt 2.3). Als Eingangsparameter für die Grenzzustandsgleichungen der Versagensmechanismen wird der am Deich auftretende Wasserstand zusammen mit den Wellenparametern am Deichfuß, den Geschwindigkeiten und Schichtdicken auf der Außen- und Binnenböschung sowie der Deichkrone verwendet.

Fazit: die statistischen Verteilungen der hydrodynamischen Eingangsparameter werden zunächst im Fernfeld des Bauwerks (Tiefwasser) bestimmt. Die Abhängigkeit der Parameter wird bei ausreichender Datenlage durch kombinierte Wahrscheinlichkeiten erfasst, sonst durch einfache physikalische oder empirische Abhängigkeiten. Je nach Vorstrandtopographie wird mit Hilfe einfacher oder komplexerer Verfahren die Transformation der Seegangparameter in das Nahfeld des Bauwerks berechnet. Die statistische Verteilung im Nahfeld des Bauwerks kann dabei z.B. mit Hilfe von Monte-Carlo-Methoden ermittelt werden.

Wegen der lokal unterschiedlichen Transformationsprozesse wird hier für die weiteren Überlegungen zunächst davon ausgegangen, dass statistische Verteilungen zu Wasserstand und Wellen bereits vorhanden sind. Für Wasserstände sind dabei z.B. die Gumbel-Verteilung, die LogNormal-Verteilung oder die Weibull-Verteilung verwendet worden. Der jeweilige Typ der Verteilung hängt von der lokalen Topographie des Bauwerks ab und muss im Einzelfall fest-

gelegt werden (vgl. auch Beispielrechnung in Abschnitt 8.1.1). Für Wellenhöhen sind im Tiefwasser die Rayleigh-Verteilung, im flacheren Wasser auch Weibull- und andere Extremwertverteilungen verwendet worden, die jedoch wiederum von den lokalen Verhältnissen abhängig sind.

2.4.2 Geotechnische Eingangsparameter

Für die zu behandelnden Versagensmechanismen eines Seedeichs sind 54 bodenmechanische Eingabeparameter (z.B. innerer Reibungswinkel φ , undrainierte Scherfestigkeit c_u , Kleidichte γ_K , Sanddichte γ_S , Dicke der Kleischicht auf den Böschungen und der Krone, etc.) einschließlich ihrer Verteilungsfunktionen zu ermitteln. Die Bestimmung von Bodenparametern erfordert in der Regel drei Schritte, die jeweils gewisse Unsicherheiten beinhalten (De Groot, 2001):

- Messung (stichprobenartig im Feld oder im Labor, z.B. Spitzenwiderstand der Drucksonde q_c)
- Übertragung der Messparameter auf den für die Analyse relevanten Parameter (z.B. Berechnung der undrainierten Scherfestigkeit c_u aus dem Spitzenwiderstand q_c)
- Interpolation oder Extrapolation des gemessenen Parameters an die Stelle, an der bemessen werden soll (z.B. entlang des Deiches an die Stelle mit dem schlechtesten Boden)

Messungen zu Bodenparametern liegen dabei nicht wie Seegangsmessungen über Jahre vor, sondern sind in der Regel vor Baumaßnahmen stichprobenartig durchgeführt worden (s. z.B. Ragutzki, 1969). Die Anzahl der Daten reicht daher nicht aus, um statistische Verteilungsfunktionen zu ermitteln. Deshalb geht man dabei in der Regel von einer Normal- oder LogNormal-Verteilung der Parameter aus. Die Abschätzung der entsprechenden Standardabweichungen oder Variationskoeffizienten der Parameter basiert auf Expertenwissen und Erfahrung. Eine Abschätzung des Einflusses der jeweiligen Parameter auf das Endergebnis ist daher sehr wichtig, um entscheiden zu können, wie genau die Bodenparameter bestimmt werden müssen. Hierzu können Sensitivitätsanalysen (vgl. Abschnitt 5.1.2) oder die Ergebnisse der probabilistischen Berechnung selbst (Abschnitt 6.5) herangezogen werden.

Durch die Veränderung des Bodens über die Tiefe (z.B. Schichtungen) oder der Länge des Bauwerks (verschiedene Abschnitte) werden die Unsicherheiten in der Regel eher groß angesetzt. De Groot (2001) gibt Schwankungsbreiten der Variationskoeffizienten für einige Bodenparameter an, bei Durchlässigkeiten für Sand und Klei liegen die Variationskoeffizienten dabei über 200%. Richwien & Weißmann (1999) haben verschiedene Deichböden entlang der norddeutschen Küste untersucht und die entsprechenden Bodenparameter zusammengestellt. Die gefundenen Mittelwerte und Schwankungsbreiten der Parameter beziehen sich dabei auf alle untersuchten Deiche. Daraus resultiert eine Klassifizierung der Deichböden, aus der eine Eignung des Bodens für den Deichbau abgeleitet werden kann. Die Untersuchung zeigt zwar die Bandbreite der Bodenparameter entlang der deutschen Nordseedeiche, die Klassifizierung ist aber für einen probabilistischen Ansatz nicht verwendbar.

Die für die Grenzzustandsgleichungen der Versagensmechanismen relevanten Eingangsparameter sind in Anlage B mit Angaben zu ihren Unsicherheiten zusammengestellt. Dabei sind alle im Schrifttum gefundenen Hinweise für die jeweiligen Eingangsparameter aufgelistet. Der

Überblick zeigt, dass eine Verallgemeinerung der geotechnischen Eingangsparameter wegen lokal auftretenden Abweichungen der Parameter nicht erfolgen kann.

Fazit: für geotechnische Eingangsparameter fehlen allgemeingültige Informationen, da die Parameter lokal stark schwanken können. Die meisten Eingangsparameter müssen daher geschätzt werden oder beruhen auf Erfahrungswerten. Für ausgewählte Beispiele muss daher die Wahl aller Eingangsparameter mit ihren Unsicherheiten in Kapitel 5 diskutiert werden. Eine Sensitivitätsanalyse der Eingangsparameter ist daher unerlässlich, um den Einfluss der Parameterschätzung feststellen zu können.

2.5 Unsicherheiten der Eingangsparameter und Modelle

Unsicherheiten der verwendeten Eingangsparameter und Modelle (Abb. 2.4) ergeben sich prinzipiell aus den folgenden Ursachen (vgl. auch [Yen & Tung, 1993](#) und [Van Gelder, 1999](#)):

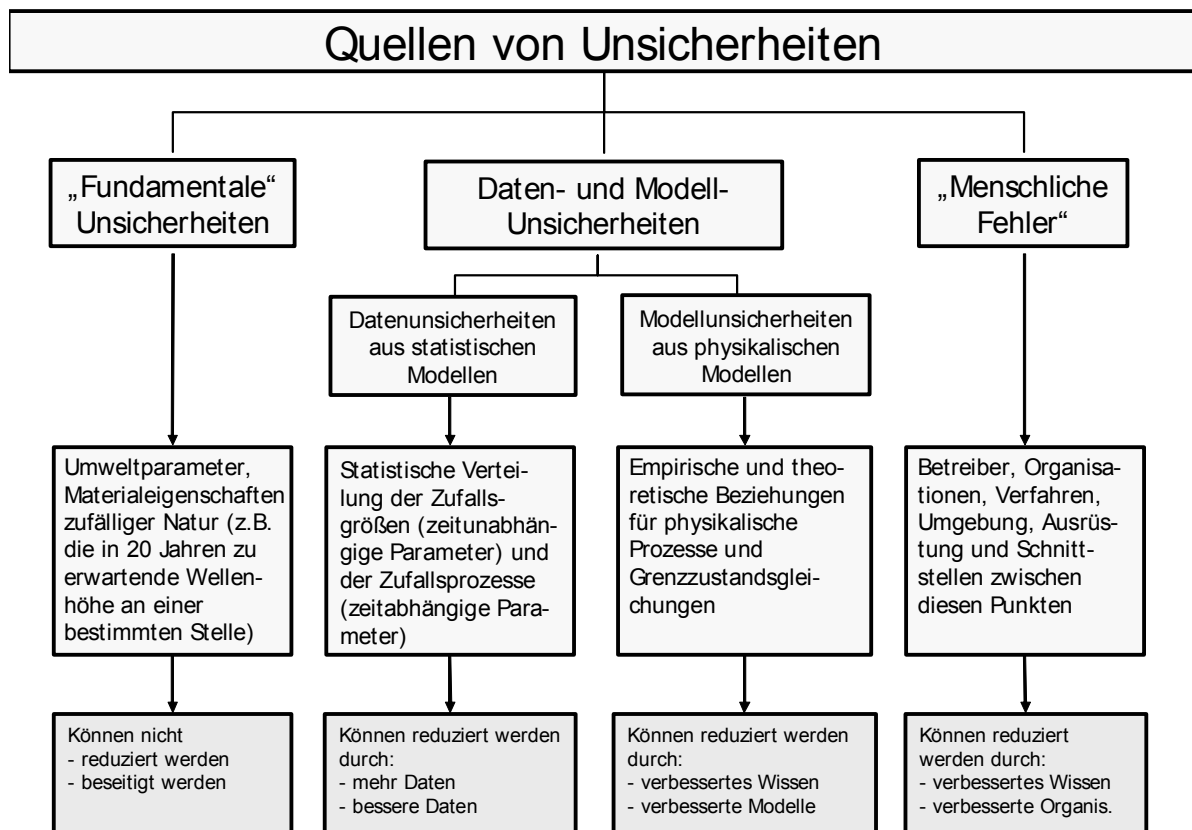


Abb. 2.4: Quellen von Unsicherheiten (nach [Oumeraci et al., 2001](#))

- „Fundamentale“ oder statistische Unsicherheiten: natürliche, inhärente Unsicherheiten, die durch die zufälligen Prozesse in der Natur bedingt sind und nicht verringert werden können (in Messdaten immer enthalten);
- Datenunsicherheit: Messfehler, Inhomogenität der Daten, Fehler während der Datenverarbeitung, nicht repräsentative Wiedergabe der Messung wegen ungenügender zeitlicher und räumlicher Auflösung;
- Modellunsicherheit: Erfassung der ungenügenden Wiedergabe der physikalischen Prozesse in der Natur;

- „Menschliche“ Fehler: alle Fehler während der Herstellung, Verschleiß, Wartung, sowie andere menschliche Fehler, die nicht durch das Modell erfasst werden. Sie werden in dieser Arbeit nicht berücksichtigt, weil sie im Allgemeinen zu problemspezifisch und noch keine allgemeingültigen Ansätze im Schrifttum vorhanden sind (Cacciabue, 2000; Fragola, 1999). Außerdem lassen sich Verfahren zur Berücksichtigung menschlicher Fehler nachträglich in eine probabilistische Bemessung implementieren (s. z.B. Oumeraci et al., 2001).

Diese Unsicherheiten und Fehler können unter Umständen dazu beitragen, dass ein Bauwerk dort versagt, wo eine (deterministische) Berechnung mit Hilfe der Mittelwerte noch kein Versagen anzeigt. Für eine probabilistische Bemessung müssen daher diese Unsicherheiten explizit bekannt sein.

2.5.1 Unsicherheiten von Eingangsparametern

Unter Unsicherheit von Eingangsparametern wird die Unsicherheit („Streuung“) einzelner Einflussgrößen (z.B. einer Wellenhöhe) verstanden. Darunter zählen hier auch die inhärenten Unsicherheiten. Die Unsicherheit eines Wertes bzw. einer Zufallsvariablen kann in unterschiedlicher Form erfasst werden (vgl. Yen & Tung, 1993; Tung, 1994; Zimmermann, 1998; Ayyub & Gupta, 1998, Umkehrer & Schill, 1998).

Die **relative Bedeutung der Unsicherheiten** der Eingangsparameter auf die Versagenswahrscheinlichkeit des Bauwerks ist bisher im Schrifttum kaum untersucht worden. Hinweise auf den Einfluss des Wasserstandes h_w bei einzelnen Versagensmechanismen geben Slijkhuis et al. (1998). Plate (1998) und Slijkhuis et al. (1999) weisen darauf hin, dass eine Verringerung der Unsicherheiten prinzipiell zu einer Verringerung der Versagenswahrscheinlichkeit führen muss. In der Regel führt die Vernachlässigung der Unsicherheiten zu einer Unterschätzung der Versagenswahrscheinlichkeit. In Einzelfällen kann dies bis zu einem Meter Differenz in der Deichhöhe ausmachen (Vrijling & Van Gelder, 1999). Weitere Hinweise auf einzelne Eingangsparameter geben Goda (1994) und Oumeraci et al. (2001) für die Wellenhöhe, einige Bodenparameter sind aufgrund systematischer Untersuchungen im Labor in Phoon & Kulhawy (1999a,b) angegeben.

Die genaueste Erfassung ist die Dichtefunktion einer statistischen Verteilung, die einfachste Möglichkeit besteht in der Angabe eines Erwartungswerts (Mittelwerts) μ_x des Parameters und seiner Standardabweichung σ_x . Dieser letzten Darstellung kommt gerade im Küsteningenieurwesen eine sehr hohe Bedeutung zu, da die Verteilungsfunktionen der meisten Parameter nicht bekannt sind.

Statistische Verteilungsfunktionen sind in gängigen Lehrbüchern (s. z.B. Plate, 1993) grundsätzlich beschrieben. Fröhle (2000) weist darauf hin, dass diese grundsätzliche Darstellung für die spezifischen Fragestellungen des Küsteningenieurwesens in der Regel nicht ausreichen, sondern erweitert werden müssen. Kortenhaus & Oumeraci (2002b) geben einen Überblick über häufig verwendete Extremalverteilungen und Methoden zur Bestimmung der statistischen Verteilungsparameter nach unterschiedlichen Verfahren (s. auch Fröhle, 2000; Kortenhaus, 1996). Entsprechende Software wird ebenfalls angeboten (RCP Consult, 1999). Schwierigkeiten ergeben sich bei Verwendung inhomogener Datensätze, was zu erheblichen

Differenzen bei der Ermittlung signifikanter Werte führen kann (Van Gelder & Vrijling, 1998).

Die Angabe von **Mittelwert μ_x und Standardabweichung σ_x** einer Größe x bedeutet implizit die Annahme einer Normalverteilung der Größe x . Dabei liegen 68% aller Werte x_i innerhalb von $\mu_x \cdot (1 \pm \sigma_x)$, 95% aller Werte innerhalb von $\mu_x \cdot (1 \pm 2\sigma_x)$ und nahezu alle Werte (97,7%) innerhalb von $\mu_x \cdot (1 \pm 3\sigma_x)$. Die Unsicherheit der Daten kann aber auch vom Betrag der Daten selbst abhängen (Kamphuis, 1999). Es ist daher in vielen Fällen sinnvoll, für eine Definition der Unsicherheit relative Fehler zu verwenden; eine weitere Definition für eine Größe x ist daher der Variationskoeffizient $\sigma'_x = \sigma_x/\mu_x$ und der Mittelwert μ_x .

Fazit: Sowohl einfache als auch detailliertere Verfahren zur Bestimmung von Unsicherheiten der Eingangsparameter liegen im Schrifttum vor. Jedoch sind nur für sehr wenige Eingangsparameter, die für die Versagensmechanismen in Abschnitt 2.3 benötigt werden, die notwendigen (zum Teil widersprüchliche) Informationen vorhanden (vgl. Anlage B). Im weiteren Verlauf dieser Arbeit muss daher eine vollständige Zusammenstellung aller benötigten Eingangsparameter einschließlich ihrer Unsicherheiten erfolgen (Kap. 5). Dabei ist es jedoch nicht Ziel dieser Arbeit, die Unsicherheiten zu verringern, sondern nur, sie zu quantifizieren und ihre Bedeutung für die jeweiligen Grenzzustandsgleichungen und die Gesamt-Versagenswahrscheinlichkeit des Bauwerks zu erfassen.

2.5.2 Modellunsicherheiten

Unter Modellunsicherheit wird die Genauigkeit verstanden, mit der ein Modell oder Verfahren einen physikalischen Prozess oder eine Grenzzustandsgleichung darstellen kann. Die Modellunsicherheit muss daher ein Maß für die Abweichung der Vorhersage durch dieses Verfahren von den gemessenen Daten sein.

Die Modellunsicherheiten können sehr groß sein, Variationskoeffizienten bis zu 30% sind nicht unüblich (Burcharth, 1994). Modellunsicherheiten werden dabei in der Regel als Korrekturfaktor angegeben. Verfahren zur Bestimmung dieses Faktors sind häufig Vergleiche zu Ergebnissen aus Messungen, zu bewährten numerischen Modellen oder zu Expertenbefragungen (CEM, 2001; Slijkhuis et al., 1998). Die im Schrifttum angegebenen Variationskoeffizienten sind jedoch nicht immer einheitlich definiert, ein systematischer Fehler des Modells wird in der Regel nicht überprüft.

Die Aussagen im Hinblick auf den Einfluss der Modellunsicherheiten auf die untersuchte Versagenswahrscheinlichkeit sind unterschiedlich: Gilbert et al. (1995) geben für die geotechnischen Versagensmechanismen einen bedeutenden Einfluss an (Variationskoeffizienten der Unsicherheiten bis 40%), während für Wellenüberlauf der Einfluss des Modellfaktors auf die Versagenswahrscheinlichkeit vernachlässigbar ist (Slijkhuis et al., 1998). Die Ergebnisse hierzu sind bisher jedoch nur auf wenige Grenzzustandsgleichungen und Eingangsparameter beschränkt, eine systematische Untersuchung fehlt hierzu und muss im weiteren Verlauf dieser Arbeit erfolgen.

Fazit: Die Analyse des Schrifttums zeigt, dass bisher kaum konkrete Ergebnisse zu Modellunsicherheiten vorliegen. Ein einheitliches Konzept zur Beschreibung der Modellunsicherheit in Form eines Modellfaktors liegt bisher nicht vor und muss vor allem auf der Grundlage einer Vergleichsanalyse mit gemessenen Daten entwickelt werden. Die Aussagen hinsichtlich des

Einfluss der Unsicherheiten auf die Gesamt-Versagenswahrscheinlichkeit des Bauwerks muss unter Berücksichtigung aller Versagensmechanismen überprüft und quantifiziert werden.

2.6 Berechnung der Wahrscheinlichkeit einzelner Versagensmechanismen

Auf Grundlage der gefundenen Grenzzustandsgleichungen für jeden Versagensmechanismus einschließlich aller zuvor diskutierten Unsicherheiten der Eingangsparameter und Modelle muss nun die Versagenswahrscheinlichkeit berechnet werden. Hierfür stehen eine Reihe von Verfahren aus dem Schrifttum zur Verfügung, die hier diskutiert werden sollen.

Grundlage für die Ermittlung der Versagenswahrscheinlichkeit ist die Gegenüberstellung von „Einwirkungen“ S und „Widerständen“ R in einer Grenzzustandsgleichung z (Abb. 2.5):

$$z = R - S \quad (2-1)$$

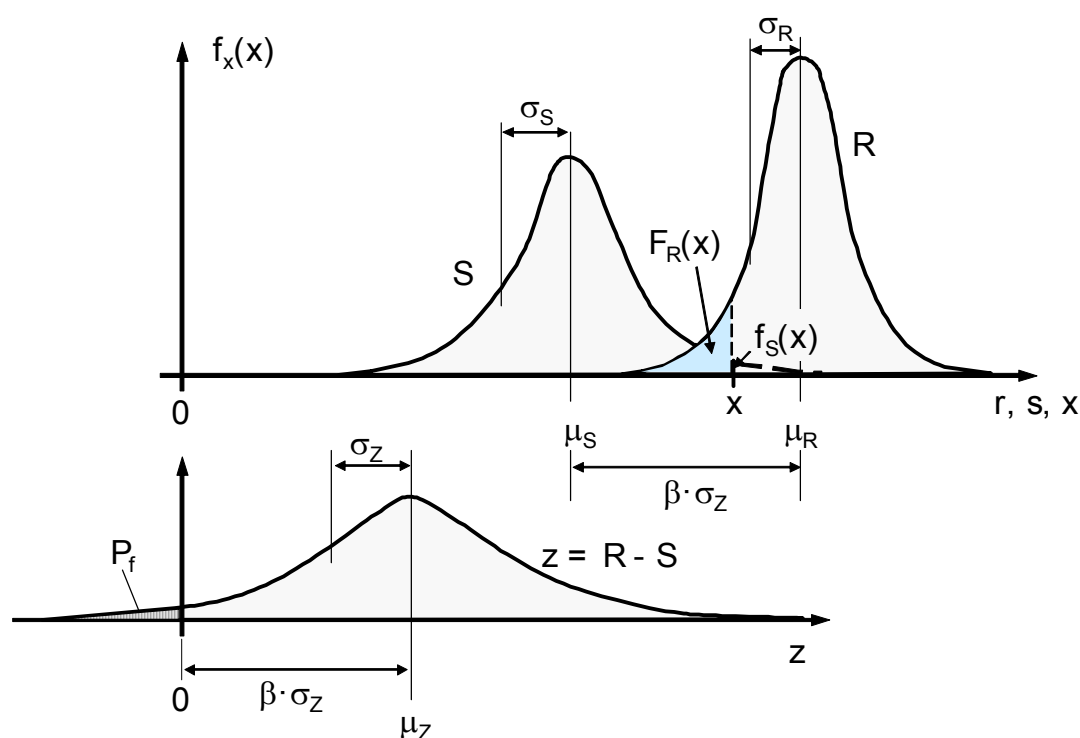


Abb. 2.5: Darstellung des klassischen Versagensproblems

In Abb. 2.5 ist $f_S(x)$ die Wahrscheinlichkeit P_f , dass $S = x$ ist; sie kann direkt aus der dargestellten Dichtefunktion pdf der Verteilung abgelesen werden; $F_R(x)$ ist die Wahrscheinlichkeit, dass R kleiner als ein bestimmter Wert x ist; sie kann aus der Fläche unter der Dichtefunktion oder der Summenfunktion cdf der Verteilung für den Wert x abgelesen werden. Das gleichzeitige Auftreten beider Wahrscheinlichkeiten wird als Produkt beider Größen berechnet. Da x theoretisch jeden Wert zwischen $-\infty$ und $+\infty$ annehmen kann, muss zwischen diesen Grenzen integriert werden. Die Gesamt-Versagenswahrscheinlichkeit berechnet sich daher zu:

$$P_f = \int_{-\infty}^{+\infty} f_S(x) \cdot F_R(x) \, dx \quad (2-2)$$

Dieses Integral ist als 'Faltungs-' oder 'Konvolutionsintegral' (engl.: convolution integral) bekannt und ist nur in einfachen Fällen geschlossen lösbar. [Cornell \(1969\)](#) hat ein Verfahren vorgestellt, in dem die Größe z als Differenz der Größen R und S eingeführt wird. Wird zunächst von einer Normalverteilung der Größen ausgegangen, so ist auch z wieder normalverteilt und es gilt:

$$\mu_z = \mu_R - \mu_S \quad (2-3)$$

$$\sigma_z = \sqrt{\sigma_R^2 + \sigma_S^2} \quad (2-4)$$

Dieses Verfahren führt zu einer Definition des so genannten Zuverlässigkeitsindex β_z , der wie folgt definiert ist:

$$\beta_z = \frac{\mu_z}{\sigma_z} \quad (2-5)$$

Der Zuverlässigkeitsindex β gibt also an, wie oft die Standardabweichung der Variablen z ($z = R - S$) zwischen Nullpunkt und Mittelwert der statistischen Verteilung von z „passt“ (Abb. 2.5). Die Versagenswahrscheinlichkeit P_f ist gleich der Wahrscheinlichkeit, dass $z < 0$ ist. Diese Wahrscheinlichkeit kann wie folgt berechnet werden:

$$P_f = P_f(z < 0) = \Phi(-\beta_z) \quad (2-6)$$

Dabei ist Φ die Summenfunktion der standardisierten Gauß'schen Normalverteilung, d.h. eine Normalverteilung mit dem Mittelwert Null und der Standardabweichung Eins. Diese Summenfunktion ist nicht geschlossen integrierbar, aber in allen Standardwerken des Schrifttums tabelliert (s. z.B. [Schneider, 1994](#); [Plate, 1993](#); [CUR, 1990](#)). Im Folgenden sollen die in dieser Arbeit verwendeten Erweiterungen dieses Ansatzes vorgestellt werden.

2.6.1 Level II Berechnungen

Das bisher vorgestellte Verfahren (hier nur für zwei Variablen R und S) ist nur für lineare Grenzzustandsfunktionen und für unabhängige, normalverteilte Variablen x_i gültig. Für die übrigen Fälle sind die Ergebnisse nur Näherungen, die aber die eigentlichen Ereignisse in den meisten Fällen recht gut beschreiben. Die in dieser Arbeit notwendigen Erweiterungen sind:

- Übergang von linearen zu nichtlinearen Funktionen (Anpassung der Grenzzustandsgleichung durch eine Taylor-Reihe unter Vernachlässigung von Termen ab der 2. bzw. 3. Ordnung)
- Übergang von normalverteilten Variablen zu beliebig verteilten Variablen (Tail-Approximation unter Verwendung des ersten und zweiten Moments der Verteilung)

Durch eine Level II-Berechnung werden diese Erweiterungen auf den Zustand normalverteilter Variablen und einer linearen Grenzzustandsgleichung zurückgeführt. Dafür sind zunächst die Startwerte aller n Parameter x_i zu schätzen. Hierfür werden im Folgenden die Mittelwerte der Parameter angesetzt.

Wenn die Parameter nicht normalverteilt sind, wird eine äquivalente Normalverteilung der Parameter im Bemessungspunkt angesetzt, die für jeden Rechenschritt und jeden neuen Parameter x_i^* (x_i^* sind die nach jedem Schleifendurchlauf neu zu ermittelnden Schätzwerte für die

Parameter x_i) neu berechnet werden muss. Die Mittelwerte μ_i^N und die Standardabweichungen σ_i^N werden im Bemessungspunkt wie folgt berechnet:

$$\mu_i^N(x_i^*) = x_i^* - \sigma_i^N(x_i^*) \cdot \left\{ \Phi^{-1} \left[F_i(x_i^*) \right] \right\} \quad (2-7)$$

$$\sigma_i^N(x_i^*) = \frac{1}{f_i(x_i^*)} \cdot \varphi \left\{ \Phi^{-1} \left[F_i(x_i^*) \right] \right\} \quad (2-8)$$

Darin ist f_i die Dichtefunktion und F_i die Summenfunktion der statistischen Verteilung des jeweiligen Parameters x_i im Bemessungspunkt; φ und Φ sind die Dichtefunktion bzw. die Summenfunktion der standardisierten Normalverteilung. Im nächsten Schritt wird die Grenzzustandsgleichung $z = f(x_i)$ durch eine Taylor-Reihe approximiert:

$$z = a_0 + \sum_{i=1}^n a_i \cdot x_i \quad (2-9)$$

Darin sind a_i die Parameter der Taylor-Reihe, die durch partielle Ableitung der Grenzzustandsgleichung für die einzelnen Parameter i im Bemessungspunkt (angezeigt durch den Stern „*“) berechnet werden:

$$a_i = \left. \frac{\partial z}{\partial x_i} \right|_* \quad (2-10)$$

und für a_0 gilt bei Verwendung der Parameter x_i für den Bemessungspunkt:

$$a_0 = z(x_i^*) - \sum_{i=1}^n a_i \cdot x_i^* \quad (2-11)$$

Nun liegt die Grenzzustandsgleichung linearisiert und mit angenäherten normalverteilten Parametern x_i vor, so dass für den Mittelwert μ_z und die Standardabweichung σ_z gilt:

$$\mu_z = a_0 + \sum_{i=1}^n a_i \cdot \mu_i \quad (2-12)$$

$$\sigma_z = \sqrt{\sum_{i=1}^n (a_i \cdot \sigma_i)^2} \quad (2-13)$$

Der Zuverlässigkeitsindex β_z kann daraus wie in Gl. (2-5) bestimmt werden. Im nächsten Schritt werden Sensitivitätsfaktoren α_i ermittelt, die die Bedeutung des jeweiligen Parameters i für die Größe der Versagenswahrscheinlichkeit für die jeweilige Grenzzustandsgleichung angeben. Sie werden für jede Variable x_i wie folgt bestimmt:

$$\alpha_i = \frac{\sigma_i}{\sigma_z} \cdot a_i \quad (2-14)$$

Darin sind σ_i die Standardabweichungen der einzelnen Parameter und σ_z ist die Standardabweichung der z -Funktion nach Gl. (2-13). Die Summe aller Quadrate der Sensitivitätsfaktoren α_i muss dabei 1,0 ergeben. Auf die Bedeutung der Sensitivitätsfaktoren wird bei der An-

wendung des Verfahrens genauer eingegangen. Abschließend können neue Schätzwerte der Parameter x_i^* wie folgt ermittelt werden:

$$x_i^* = \mu_i - \alpha_i \cdot \beta_z \cdot \sigma_i \quad (2-15)$$

Mit diesen neuen Ausgangsgrößen werden alle Schritte so lange wiederholt, bis aufeinander folgende Sicherheitsindizes $\beta_{z,i}$ nur noch weniger als ein Grenzwert ε (hier wird $\varepsilon = 0,01\%$ angesetzt) voneinander abweichen (Abb. 2.6). Die abschließende Berechnung der Versagenswahrscheinlichkeit P_f erfolgt nach Gl. (2-6).

Das Verfahren wird aufgrund der o.a. Level II Approximationen auch FOSM-Methode (first order, second moment) oder FORM-Methode (first order reliability method) genannt. Eine Verbesserung dieses Verfahrens ist die SORM-Methode (second order reliability method), die auch Terme der 2. Ordnung bei der Taylor-Approximation berücksichtigt. Weitere Lösungsverfahren geben z.B. [Burcharth \(1994\)](#) und [Sørensen \(1995\)](#).

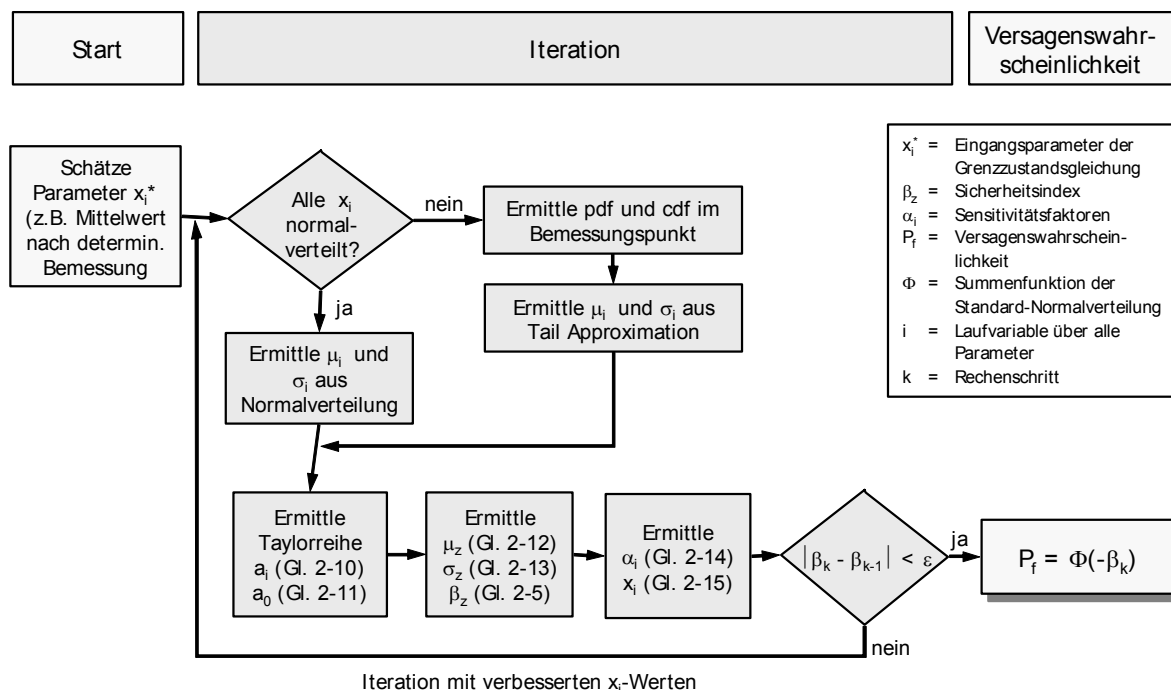


Abb. 2.6: Prinzipische Flussdiagramm des Berechnungsablaufs für die Bestimmung der Versagenswahrscheinlichkeit nach Level II

Das Verfahren impliziert, dass beliebige Verteilungen von Eingangsparametern durch die Tail-Approximation in Normalverteilungen im Bemessungspunkt geändert werden. Diese Näherung ist eine Schwachstelle des Verfahrens, weil in den Schwänzen der Verteilungen geringfügige Abweichungen große Auswirkungen auf die Ermittlung der Versagenswahrscheinlichkeit haben können. Grenzzustandsgleichungen mit vielen Parametern und einer komplexen Modellierung des Grenzzustands sind wegen der erforderlichen Taylor-Approximation und der notwendigen partiellen Ableitungen ebenfalls problematisch. Eventuell eingebaute Bedingungen (IF-Abfragen) in den Modellen oder Unstetigkeiten führen in jedem Fall zu Schwierigkeiten bei der Ermittlung der Versagenswahrscheinlichkeit.

2.6.2 Level III Berechnungen

Um die Nachteile der Level II-Verfahren umgehen zu können, werden Level III-Berechnungen (z.B. Monte-Carlo-Simulation) verwendet. Hierbei wird die Berechnung der Versagenswahrscheinlichkeit P_f nicht mehr auf Grundlage des Zuverlässigkeitsindex β durchgeführt, sondern basiert auf der Ermittlung der frequentistischen Wahrscheinlichkeit des Versagens. Es gilt:

$$P_f \approx \frac{n_{\text{fai}}}{n} \quad (2-16)$$

Darin ist n die Anzahl aller berechneten Auswertungen (Simulationen) der Grenzzustandsgleichung $z = R - S$, wobei alle Eingangsparameter x_i der Grenzzustandsgleichung zufällig auf Basis der zugrunde liegenden Verteilung ausgewählt werden; n_{fai} ist die Anzahl der Auswertungen von z , die zum Versagen führt, d.h. für die $z < 0$ ist.

Grundlage dieses Verfahrens ist daher ein Zufallsgenerator, der Zahlen zwischen Null und Eins erzeugt. Diese Werte werden als Summenfunktion cdf der statistischen Verteilung einer stochastischen Variable x_i aufgefasst und mit Hilfe der zugehörigen Verteilungsfunktion auf eine Realisation dieser Variable zurückgerechnet. Wird dies mit allen Eingangsparametern durchgeführt, kann die Grenzzustandsgleichung mit diesen zufällig erzeugten Eingangsparametern berechnet und damit eine Realisation der z -Funktion bestimmt werden. Das Verfahren ist in Abbildung 2.7 skizziert (für weitere Details siehe z.B. [Ditlevsen & Madsen, 1996](#) und [Schneider, 1994](#)).

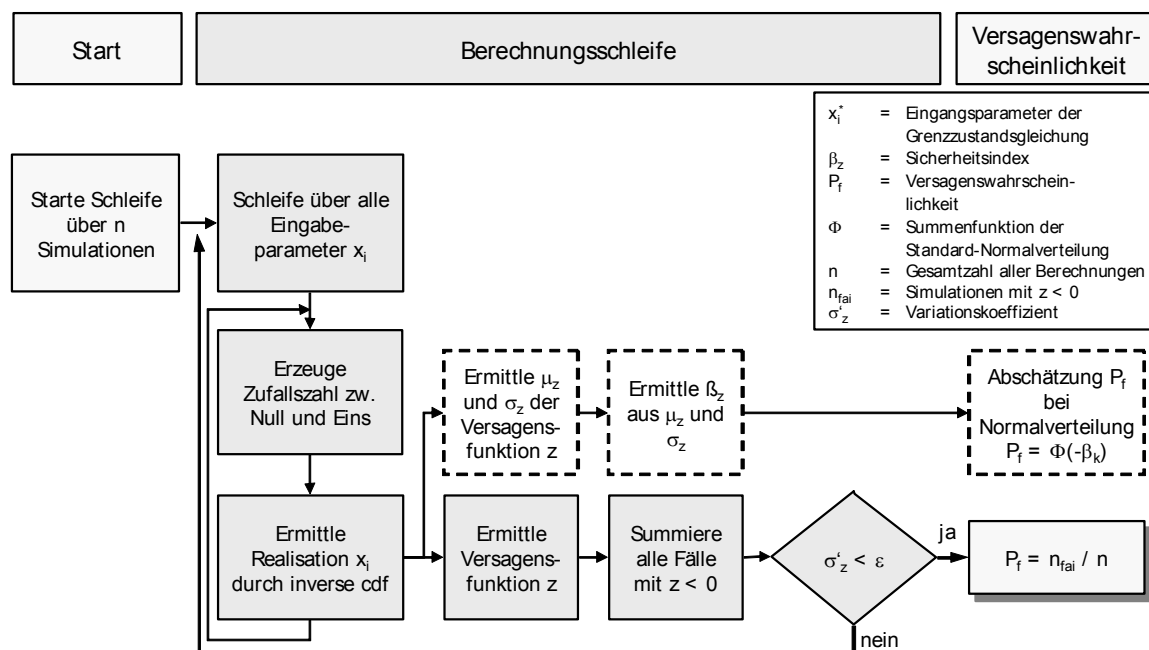


Abb. 2.7: Berechnungsablauf für die Bestimmung der Versagenswahrscheinlichkeit nach Level III

Abbildung 2.7 zeigt, dass die Berechnung der Versagenswahrscheinlichkeit P_f als Quotient aus der Anzahl der Fälle n_z mit $z < 0$ und der Gesamtzahl aller Berechnungen n erfolgt. Hierfür muss eine ausreichende Anzahl von Berechnungen durchgeführt werden, so dass der Variationskoeffizient σ'_z der Versagenswahrscheinlichkeit klein genug wird, wobei für σ'_z gilt:

$$\sigma'_z = \sqrt{\frac{1 - P_f}{n \cdot P_f}} \quad (2-17)$$

Soll der Variationskoeffizient unter 5% fallen, so müssen für eine Versagenswahrscheinlichkeit $P_f = 10^{-2}$ bereits 39600 Berechnungen durchgeführt werden. Bei $P_f = 10^{-4}$ entspricht das etwa $4 \cdot 10^6$ Berechnungen, bei $P_f = 10^{-6}$ entspricht das $4 \cdot 10^8$ Berechnungen. Ein derartiger Aufwand kann daher nur mit Computern und entsprechender Software durchgeführt werden, von denen unterschiedliche Ausführungen vorliegen. Eine Vergleichsanalyse einiger dieser Programme gibt [Van Gelder \(1997\)](#).

Die Monte-Carlo-Simulation ist daher ein Verfahren, das hohen Rechenaufwand erfordert, dafür aber sehr flexibel und genau ist (da bis auf die Bestimmung der Versagenswahrscheinlichkeit P_f keine Näherungen verwendet werden). Eine Reduktion der Rechenzeiten kann durch zwei Maßnahmen erreicht werden:

- die fortlaufende Berechnung des Zuverlässigkeitsindex β_z (Gl. (2-5)) unter der Annahme, dass die z-Funktion normalverteilt ist (Abb. 2.7), wenn sowohl der Mittelwert μ_z und die Standardabweichung σ_z fortlaufend aus den Simulationen berechnet werden. Bei Grenzzustandsgleichungen, die mitunter stark von einer Normalverteilung abweichen, ist eine gute Annäherung dieses Schätzwertes jedoch nicht zu erwarten;
- die Häufung der Simulationen nur für den Bereich, für den z nahe bei Null liegt (Adaptive-Sampling-Verfahren) und daher die Auswertung beschleunigt (s. z.B. [RCP Consult, 1999](#)). Bei komplexen Grenzzustandsgleichungen ist die Qualität der Annäherung jedoch zu überprüfen.

Hier wird im Weiteren die oben beschriebene einfache Monte-Carlo-Methode verwendet, wobei in der Regel die Anzahl der Berechnungen n so eingestellt wird, dass der Variationskoeffizient σ'_z unter 5% liegt (für Details siehe Kapitel 6). Auf einen Vergleich mit Adaptive-Sampling-Verfahren wird kurz in Kapitel 6 eingegangen.

2.6.3 Anwendungsbeispiele

Probabilistische Berechnungsverfahren sind bereits mehrfach auf Grenzzustandsgleichungen für einzelne Versagensmechanismen bei Seedeichen angewendet worden. In Tabelle 2.2 sind hierbei nur Anwendungsbeispiele zusammengestellt, bei denen ein einzelner Versagensmechanismus berücksichtigt wurde. Die Abhängigkeiten von mehreren Versagensmechanismen untereinander werden in Abschnitt 2.7 eingehender untersucht.

Tabelle 2.2 zeigt je nach untersuchtem Bauwerk und vorliegenden Werten für die Eingangsparameter eine Bandbreite der Versagenswahrscheinlichkeiten P_f zwischen 10^{-7} und 10^{-1} . Bei Deichen wird hier in der Regel Wellenauflauf untersucht, wobei Versagen dann eintritt, wenn der Wasserstand vor dem Deich zusammen mit Wellenauflauf höher wird als die Deichkrone. Die Analyse der aufgetretenen Schäden zeigt, dass Versagen im Sinne eines Deichbruches oder der Überflutung des Hinterlandes aber deutlich später eintritt (weil zuvor noch andere Versagensmechanismen ablaufen). Es ist daher zu erwarten, dass die hier berechneten Versagenswahrscheinlichkeiten bei Deichen größer sind als bei der Berücksichtigung aller Versagensmechanismen, die hier im Weiteren berücksichtigt werden.

Tab. 2.2: Überblick über Berechnungen der Versagenswahrscheinlichkeit für einzelne Versagensmechanismen bei Seedeichen und anderen Küstenschutzbauwerken

Autor	Jahr	Bauwerk	Versagensmechanismen	Bemerkungen
Vrijling	1987	Seedeich	Wellenauflauf	$P_f = 3 \cdot 10^{-3}$ /Jahr, hoher Einfluss des Wasserstands
Ronold	1990	Seedeich	Wellenauflauf	$P_f = 5 \cdot 10^{-2}$ für 100 Jahre, hoher Einfluss des Wasserstands
Plate & Ihringer	1991	Flussdeich	Wellenauflauf	$P_f = 8,6 \cdot 10^{-5}$ bis $2,0 \cdot 10^{-2}$ /Jahr, hoher Einfluss des Wasserstands
Meadowcroft et al.	1994	senkr. Wand	Wellenüberlauf	$P_f = 3,0 \cdot 10^{-2}$ bis $7,0 \cdot 10^{-1}$ /Jahr
Pohl	1998	Flussdeich	nicht angegeben	$P_f = 10^{-2}$ bis 10^{-3} /Jahr
Mai & Zimmermann	1999	Deich	Überströmen	Ästuardeiche, Berücksichtigung kombinierter Wahrscheinlichkeit von Windrichtung und -geschwindigkeit, $P_f = 10^{-5}$ bis $5 \cdot 10^{-2}$ /Jahr
Von Lieberman & Zimmermann	2001	Deich	Wellenauflauf	

Fazit: Die Ergebnisse der Analyse des Schrifttums zeigen, dass die Berechnung von Versagenswahrscheinlichkeiten für einzelne Versagensmechanismen mit Hilfe der beschriebenen Level II und Level III Methoden möglich ist. Schwierigkeiten sind bei Level II Verfahren zu erwarten, wenn die Grenzzustandsgleichungen entweder sehr komplex oder mit Bedingungen verknüpft sind. Die Unterschiede in den Ergebnissen der Berechnungsmethoden müssen jedoch noch geprüft werden. Das Problem einer zeitlichen Abhängigkeit von Versagensmechanismen und Parametern (z.B. Wasserstand) sowie ihrer Berücksichtigung wird im Schrifttum bisher nicht diskutiert und muss hier noch erfolgen.

2.7 Fehlerbaumanalyse und Gesamt-Versagenswahrscheinlichkeit

Unter einem Fehlerbaum wird eine Verknüpfung von Versagensmechanismen verstanden, die zu einem Gesamtversagen eines Systems (Top-Ereignis) führt. Dieses Top-Ereignis wird für Seedeiche in der Regel als „Überflutung des Hinterlandes“ (kurz „Überflutung“) definiert. Die Modellierung eines Systems mit verschiedenen Versagensmechanismen benötigt zunächst die Identifikation möglicher Gefahren und Schäden. Hierfür kommen in Frage (s. z.B. Stewart & Melcher, 1997):

- vorläufige Gefahrenanalyse (preliminary hazard analysis = PHA)
- Analyse von Versagensmechanismen und Auswirkungen (failure modes and effect analysis = FMEA)
- Analyse von Versagensmechanismen, Auswirkungen und Gefahren (failure mode, effect and criticality analysis = FMECA)
- Gefahren- und Operationalitätsanalyse (hazard and operability analysis = HAZOP)

Im vorliegenden Fall der Seedeiche ist eine ausführliche Schadensanalyse durchgeführt worden (Abschnitt 2.2), die eine Ausdehnung von FMEA und FMECA darstellt, da die Auswirkungen denkbarer Versagensmechanismen (= Schäden) hier wirklich eingetreten sind. Auf der Basis einer o.a. Analyse kann ein Fehlerbaum erstellt werden. Andere wichtige Repräsentationen von Systemen sind Ereignisbäume und Entscheidungsbäume. Sie werden in Oumeraci &

Kortenhaus (1999) vorgestellt und diskutiert, daher soll hier nicht weiter darauf eingegangen werden.

Grundlagen zur Berechnung von Fehlerbäumen sind in Kortenhaus & Oumeraci (2002b) zusammengestellt, weitere Details finden sich z.B. in Modarres (1993); Schneider (1994); Stewart & Melcher (1997) und Barlow (1998). Fehlerbäume haben den großen Vorteil, dass sie sehr komplexe Zusammenhänge anschaulich darstellen können, sie sind daher besonders geeignet für Systeme, bei denen die Versagensmechanismen logisch nacheinander ablaufen und aufeinander aufbauen.

Für die Verknüpfungen zwischen dem Top-Ereignis und anderen Ereignissen in einem Fehlerbaum werden mehrere Symbole eingeführt (Abb. 2.8). Dabei gelten die folgenden Verknüpfungsregeln (s. unter anderen Andrews & Moss, 1993):

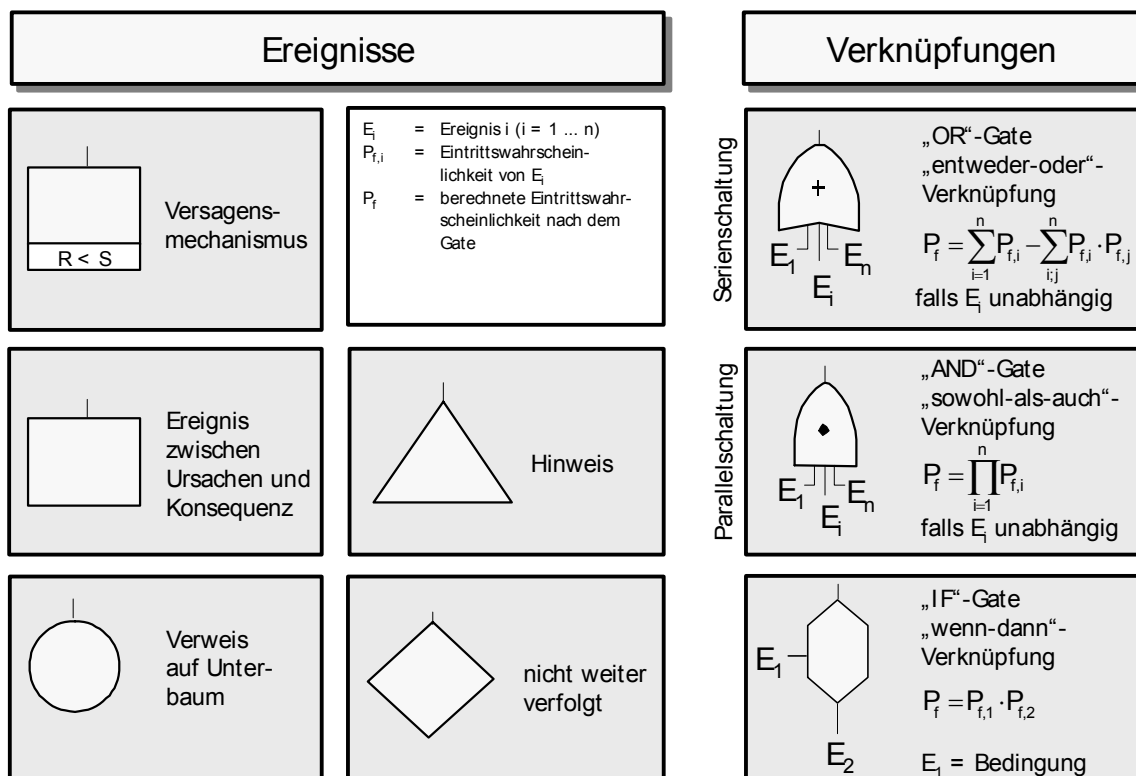


Abb. 2.8: Definition der Symbole für die Darstellung von Fehlerbäumen

- beim "AND"-Tor sind alle eingehenden Ereignisse parallel geschaltet. Dies bedeutet, dass alle auf diesen Knoten ausgerichtete Ereignisse eintreten müssen, bevor das Tor „offen“ ist und das Folge-Ereignis eintritt. Die Wahrscheinlichkeit des Auftretens des Folge-Ereignisses ergibt sich daher aus der Multiplikation der Einzelwahrscheinlichkeiten der vorausgegangenen Ereignisse.
- beim "OR"-Tor sind alle eingehenden Ereignisse in Serie geschaltet, d.h. es muss nur eines der vorausgehenden Ereignisse eintreten, damit das Folge-Ereignis eintritt. Für diesen Fall werden die Einzel-Wahrscheinlichkeiten der vorausgegangenen Ereignisse addiert (die in Abb. 2.8 enthaltene Multiplikation von jeweils zwei vorausgegangenen Ereignissen wird häufig vernachlässigt, weil das Produkt gegenüber der Summe sehr klein ist).

- beim „IF“-Tor werden alle eingehenden Ereignisse behandelt wie bei einem „OR“-Tor, d.h. es genügt nur eines der auf dieses Tor ausgerichteten Ereignisse als Voraussetzung. Zusätzlich muss in diesem Fall aber auch die als Ereignis E_1 dargestellte Bedingung erfüllt sein, sonst kann das Folgeereignis nicht eintreten (Berechnung wie bei einem „AND“-Tor).

Die Berechnungen basieren zunächst auf der Annahme, dass alle Versagensmechanismen untereinander unabhängig sind. Für die Annahme vollkommener Abhängigkeit bzw. bei einfachen Abschätzungen der Ober- und Untergrenze der Versagenswahrscheinlichkeit gelten andere Rechenregeln (Tab. 2.3).

Tab. 2.3: Übersicht der Rechenregeln für die Ermittlung der Versagenswahrscheinlichkeit eines Systems

	Parallel-System	Serie-System
Tor („Gate“)	AND	OR
maximaler Grenzwert	$P_f = \min(P_i)$	$P_f = \sum_{i=1}^n P_i$
vollkommen abhängig	$P_f = \min(P_i)$	$P_f = \max(P_i)$
vollkommen unabhängig	$P_f = \prod_{i=1}^n P_i$	$P_f = 1 - \prod_{i=1}^n (1 - P_i)$
minimaler Grenzwert	$P_f = 0$	$P_f = \max(P_i)$

Fehlerbäume werden zur einfacheren Behandlung und Aufbereitung für den Rechner als „Cut-Sets“ dargestellt (Sørensen, 1995). Ein Cut-Set ist eine Kombination von Ereignissen (also ein Ausschnitt aus dem gesamten Fehlerbaum), in dem das Top-Ereignis in jedem Fall auftritt (Stewart & Melcher, 1997). Ein „minimaler Cut-Set“ repräsentiert die minimale Kombination von Ereignissen, die zum Gesamtversagen führen. Das Top-Ereignis tritt demnach nur ein, wenn alle Ereignisse des minimalen Cut-Sets eintreten. Eine einfache Methode der Umrechnung von Fehlerbäumen in minimale Cut-Sets sowie ihre minimale Anzahl gibt Barlow (1998). Wegen der Anschaulichkeit der Fehlerbäume und der noch überschaubaren Anzahl von Versagensmechanismen wird zunächst nicht weiter auf Cut-Sets zurückgegriffen; die Methode wird jedoch in Abschnitt 7.3 wieder aufgegriffen.

Die meisten der im Schrifttum untersuchten Zusammenhänge zwischen Versagensmechanismen beinhalten nur wenige Versagensmechanismen wie Wellenüberlauf und Überströmen des Deiches sowie Böschungsbruch und rückschreitende Erosion. Tabelle 2.4 gibt einen Überblick über bisherige Anwendungen von Fehlerbäumen im Schrifttum, die alle aus den Niederlanden stammen.

Tab. 2.4: Überblick über Anwendungen von Fehlerbäumen bei Seedeichen und andere Küstenschutzbauwerken

Autor	Jahr	Bauwerk	Versagensmechanismen	Bemerkungen
Bakker & Vrijling	1980	Seedeich	Überströmen, Wellenüberlauf, „Piping“, Böschungsbruch, Deckwerk	erster einfacher Fehlerbaum ohne Berechnung
Vrijling Rijkswaterstaat	1993 1994	Sperrwerk	Wellenüberlauf, rückschreitende Erosion, Böschungsbruch	einfacher Fehlerbaum mit Berechnung der Grenzzustandsgleichungen
Van Agthoven	1997	Deichring	6 Versagensmechanismen	Beschreibung des Versagens wird als unzureichend bezeichnet, Verknüpfung als einfaches „OR“-Tor
Kuijper & Vrijling	1998	Deichring	nur als Beispiele	detaillierte Berechnungsgrundlagen, aber keine konkrete Ermittlung
Vrouwenvelder TAW	1999 2000	Deichring	8 Versagensmechanismen	umfangreiche Studie, einfacher Fehlerbaum mit Verknüpfung als „OR“-Tor
Voortman	2002	Deichsystem	Wellenüberlauf, rückschreitende Erosion, Böschungsbruch	komplexer Fehlerbaum, jedoch in der Berechnung stark vereinfacht, daher keine Aussagen zu Abhängigkeiten möglich

Im Schrifttum werden Fehlerbäume für Seedeiche meist nur qualitativ dargestellt und nur teilweise (nicht alle der angegebenen Versagensmechanismen) oder anhand von einfachen Beispielen berechnet. Auf Grundlage der aus dem Schrifttum gewonnenen Ergebnisse hinsichtlich der Schadensanalyse und der bisher verwendeten Fehlerbäume ist ein vollständiger Fehlerbaum in Abbildung 2.9 dargestellt.

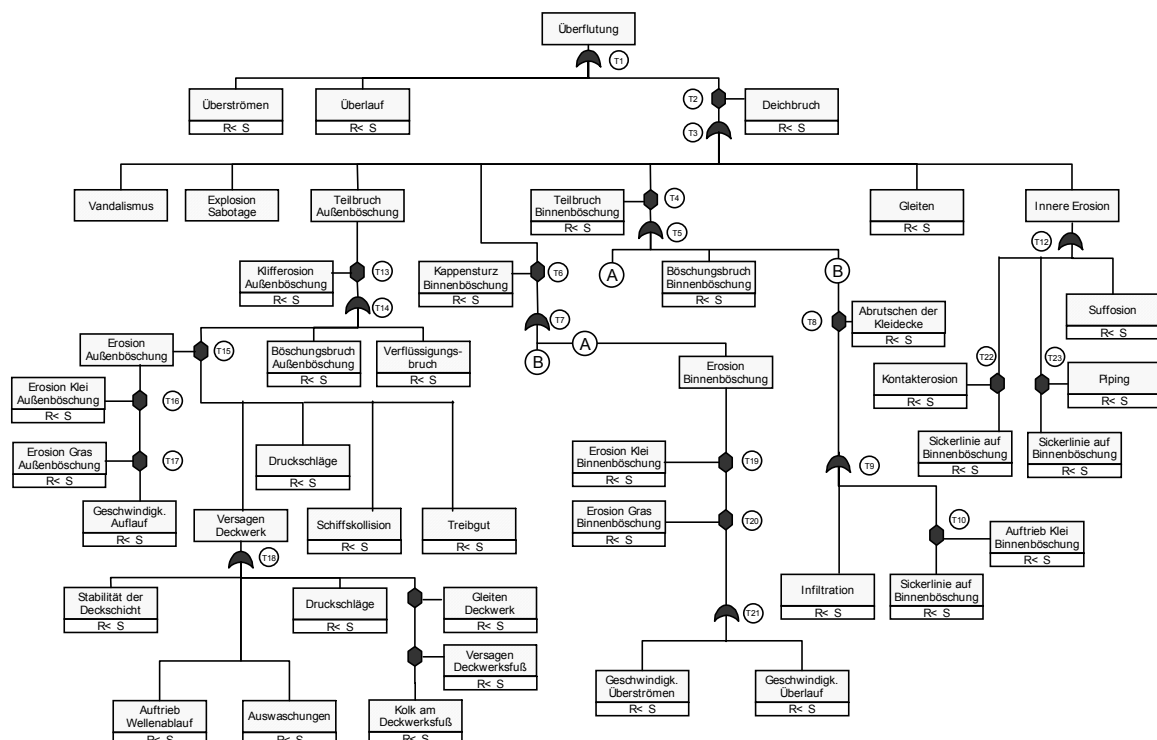


Abb. 2.9: Provisorischer Fehlerbaum auf Grundlage eingehender Schadensanalysen von See- und Stromdeichen

In Abbildung 2.9 werden die Symbole der Abbildung 2.8 verwendet. Aus Platzgründen wurden zwei Äste des Baumes (Unterbäume) jeweils nur gekürzt dargestellt:

- Unterbaum A: Erosion der Binnenböschung
- Unterbaum B: Abrutschen der Binnenböschung

Fazit: Die Abhängigkeiten einzelner Versagensmechanismen auf das Gesamtergebnis sind bisher nicht untersucht worden. Daraus sind die folgenden Aufgaben abzuleiten, um die Berechnung durch Fehlerbäume zu ermöglichen:

- *vollständige Erfassung der Versagensmechanismen des Seedeiches und Darstellung ihrer Zusammenhänge als Fehlerbaum auf der Grundlage der Schadensanalysen;*
- *Einfluss zeitlicher Abhängigkeiten auf den Fehlerbaum;*
- *Einfluss der Versagensmechanismen auf die Gesamt-Versagenswahrscheinlichkeit des Fehlerbaums;*
- *Beurteilung der Abhängigkeiten einzelner Versagensmechanismen untereinander und möglicher Einfluss auf das Gesamtergebnis;*
- *Einfluss der Unsicherheiten einzelner Eingangsparameter auf die Gesamt-Versagenswahrscheinlichkeit des Deiches*

2.8 Präzisierung der Zielsetzung und Methodik

2.8.1 Zielsetzung

Trotz der vielen bisherigen Untersuchungen zu Seedeichen ist ein großer Teil der Mechanismen und Prozesse, die wesentlich zum Versagen eines Deiches beitragen können, noch nicht ausreichend behandelt worden. Die Analyse des Schrifttums hat gezeigt, dass (i) noch nicht alle bekannten Versagensmechanismen in Form einer Grenzzustandsgleichung vorliegen; (ii) der Zusammenhang und die zeitliche Abhängigkeit der Versagensmechanismen noch kaum erfasst sind; (iii) Angaben zu Unsicherheiten der Modelle und der Eingangsparameter für die Berechnung der Grenzzustandsgleichungen nur in den seltensten Fällen gegeben sind; und (iv) der Einfluss der zeitlichen Veränderlichkeit der Eingangsparameter bisher gar nicht untersucht wurde.

In der vorliegenden Arbeit sollen daher

- die noch vorhandenen Lücken hinsichtlich der Erweiterung bzw. Neuentwicklung der Grenzzustandsgleichungen geschlossen werden;
- die Zusammenhänge anhand eines zu entwickelnden Fehlerbaums aufgezeigt werden;
- die zeitlichen Abhängigkeiten der Versagensmechanismen und der Eingangsparameter erfasst und in der probabilistischen Berechnung berücksichtigt werden;
- die Bedeutung der Eingangsparameter für die einzelnen Versagensmechanismen und für die Gesamt-Versagenswahrscheinlichkeit des Deiches identifiziert werden;
- alle vorgenannten Aspekte zusammengeführt und zu einem Konzept für die Berechnung der Versagenswahrscheinlichkeiten ergänzt werden.

Erst auf dieser Grundlage können die Forschungsschwerpunkte hinsichtlich der Modelle und der Eingangsparameter genauer identifiziert und ihre relative Bedeutung präzisiert werden. Das so entwickelte Konzept soll auf Beispieldeiche angewendet, die jeweilige Versagenswahrscheinlichkeit bestimmt und im Vergleich zu einer deterministischen Bemessung diskutiert werden.

2.8.2 Methodik

Das methodische Vorgehen für die Verwirklichung der o.a. Zielsetzungen basiert auf dem in Abbildung 2.10 dargestellten Flussdiagramm mit folgenden Arbeitsschritten:

1. Beschreibung der Beispieldeiche: Die in dieser Arbeit verwendeten Beispieldeiche werden vorab ausgewählt und kurz beschrieben, da sie für die Illustration der im Weiteren entwickelten Verfahren benötigt werden.

2. Versagensmechanismen: die Grenzzustandsgleichungen aller Versagensmechanismen müssen vollständig zusammengestellt und für Seedeiche angepasst oder erweitert werden. Gegebenenfalls müssen neue Grenzzustandsgleichungen entwickelt werden. Dabei werden anhand eines provisorischen Fehlerbaumes alle Versagensmechanismen in fünf Versagensbereiche unterteilt (Tab. 2.5). Bei der Neuentwicklung von Grenzzustandsgleichungen ist darauf zu achten, dass die möglichst vollständige Beschreibung eines Totalbruchs entsteht.

Tab. 2.5: Überblick über Versagensbereiche des Seedeiches

Bereich	Beschreibung
globales Versagen	alle Versagensmechanismen, die direkt zum Versagen des Deiches im Sinne der Definition des Top-Ereignisses („Überflutung“) führen
Außenböschung	alle Versagensmechanismen an der Außenböschung des Deiches, die schließlich zum Versagen der Außenböschung und letztendlich zum Deichbruch führen
Binnenböschung	alle Versagensmechanismen an der Binnenböschung des Deiches, die zum Versagen der Binnenböschung führen, ausgenommen sind hier die Mechanismen, die zum Kappensturz führen
Kappensturz	dieser Versagensmechanismus wird als eigener dem vollständigen Deichbruch vorgeschalteter Versagensmechanismus interpretiert und wird daher hier mit den jeweiligen Versagensmechanismen aufgeführt
Innere Erosion	alle Versagensmechanismen, die die innere Erosion eines Deiches beschreiben und damit eine Vorstufe des vollständigen Versagens bilden

Tabelle 2.1 gibt einen Überblick über die hierfür noch anzupassenden Verfahren, auf die Zeitabhängigkeit der Verfahren wird gesondert eingegangen.

3. Unsicherheiten der Eingangsparameter und Modelle: die Parameter müssen zunächst für alle Versagensmechanismen erfasst und zusammengestellt werden. Anhand der in Kapitel 3 festzulegenden Beispieldeiche wird eine vorläufige deterministische Ermittlung aller Versagensmechanismen durchgeführt, die einer Überprüfung der Anwendungsgrenzen der neu entwickelten Modelle dient. Darauf aufbauend wird eine Sensitivitätsanalyse (auf deterministischer Basis) durchgeführt, die einen ersten Aufschluss über die relative Bedeutung der einzelnen Versagensmechanismen auf die Gesamt-Versagenswahrscheinlichkeit des Deiches geben soll. Hierfür werden die Eingabeparameter innerhalb vorher festgelegter Bandbreiten variiert und die Auswirkungen der Variationen analysiert. Ziel der Untersuchung ist es, einerseits die relative Bedeutung einzelner Parameter für die Versagenswahrscheinlichkeiten der Modelle und andererseits vor einer probabilistischen Bemessung die Bedeutung einzelner Versagensmechanismen auf die Gesamt-Versagenswahrscheinlichkeiten abzuschätzen.

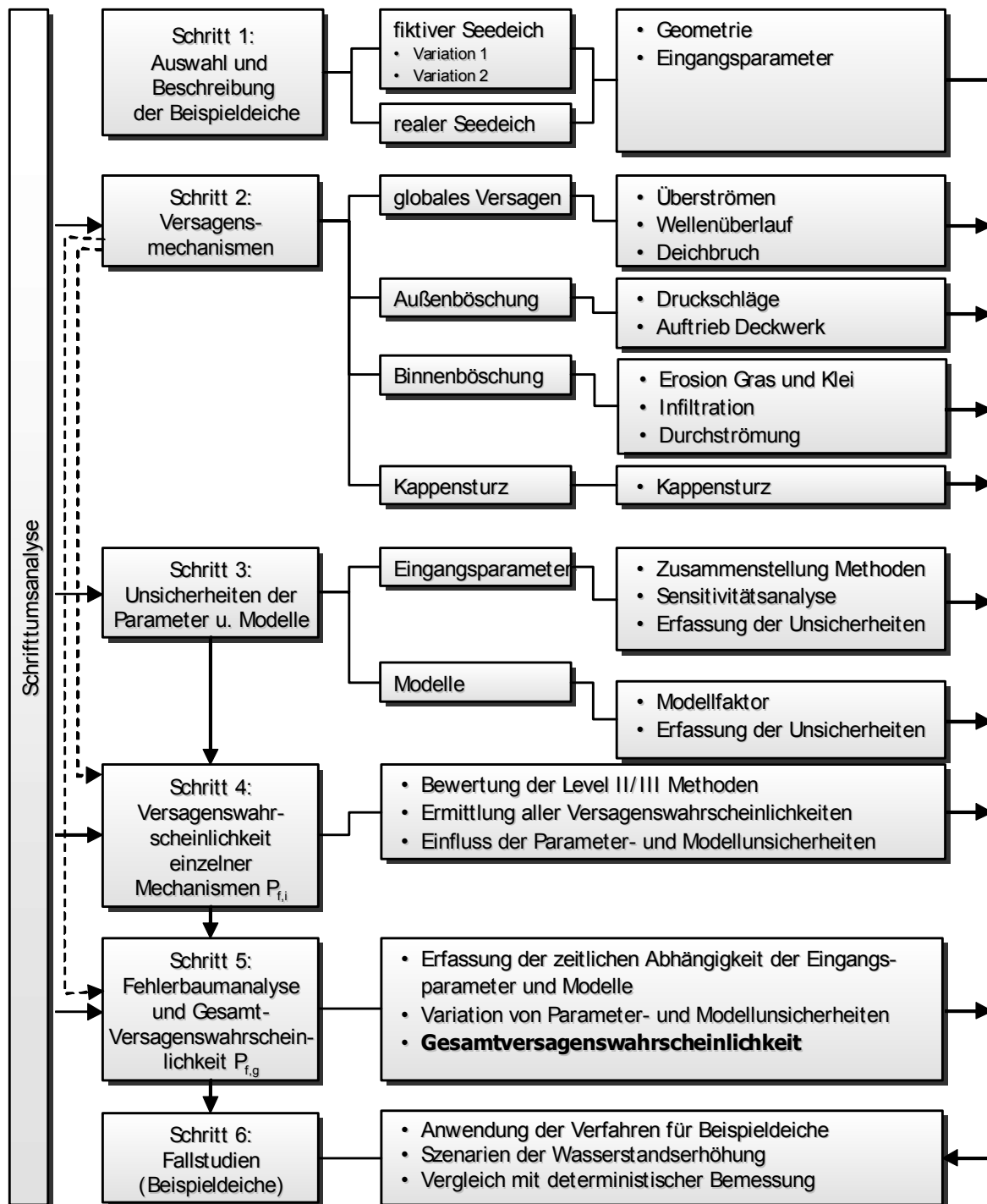


Abb. 2.10: Methodisches Vorgehen für die Entwicklung und Anwendung eines Verfahrens für eine probabilistische Bemessung von Seedeichen

Anschließend müssen die Unsicherheiten der Parameter und Modelle erfasst werden, soweit sie aus dem Schrifttum und anderen zugänglichen Informationen ermittelt werden können. Für die Bestimmung der Modellunsicherheiten müssen die hierfür vorhandenen Daten aufbereitet werden, so dass Modellunsicherheiten daraus abgeleitet werden.

4. Level II/III Analyse der einzelnen Versagensmechanismen: wenn sowohl die Grenzzustandsgleichungen und die Parameter einschließlich ihrer Unsicherheiten vorliegen, können

aus den Schritten 2 und 3 die Versagenswahrscheinlichkeiten der einzelnen Versagensmechanismen mit Hilfe von Level II und III Zuverlässigkeitsmethoden berechnet werden. Hierfür wird die zur Verfügung stehende Software zunächst getestet und mit eigenen Entwicklungen verglichen. Die berechneten Versagenswahrscheinlichkeiten werden auf dieser Grundlage kritisch bewertet.

Aus den Ergebnissen kann der Einfluss der Eingangsparameter auf den jeweiligen Versagensmechanismus direkt ermittelt werden. Die Unsicherheiten der Eingangsparameter und Modelle und ihr Einfluss auf die Versagenswahrscheinlichkeiten wird im Anschluss ermittelt.

5. Fehlerbaumanalyse und Gesamt-Versagenswahrscheinlichkeit: in der sich anschließenden Fehlerbaumanalyse muss mit den Ergebnissen aus Arbeitsschritt 4 das Gesamtergebnis, d.h. die Gesamt-Versagenswahrscheinlichkeit des Deiches („Überflutung“) ermittelt werden. Dabei wird nur ein Deichquerschnitt betrachtet, 3-dimensionale Effekte und die Berücksichtigung der Deichlänge („Längeneffekte“) werden hier nicht weiter untersucht. Die Erkenntnisse aus der Zeitabhängigkeit der Modelle und Parameter müssen hier ebenfalls einfließen, so dass ein neues Konzept zur Berücksichtigung der chronologischen Abfolge der Versagensmechanismen entwickelt werden kann.

Auf der Grundlage dieser Berechnungen für einen Fehlerbaum werden wieder die Unsicherheiten der Eingangsparameter und Modelle variiert, um den Einfluss dieser Variationen auf die Gesamt-Versagenswahrscheinlichkeit zu ermitteln. Abschließend muss eine Beurteilung des Einflusses der Abhängigkeit der Eingangsparameter von der Zeit erfolgen.

6. Fallstudien: für die Umsetzung des o.a. Vorgehens wird zunächst der fiktive Seedeich (vgl. Kapitel 3) verwendet. Anschließend sollen die Ergebnisse auch auf andere Beispielseedeiche angewendet bzw. mit veränderten Eingabeparametern berechnet werden. Die Ergebnisse werden im Anschluss diskutiert und mit einer deterministischen Berechnung verglichen.

3 – Auswahl typischer Beispieldeiche



3 Auswahl typischer Beispieldeiche

Die Analyse des Wissensstands (vgl. Abb. 2.10) hat gezeigt, dass in der notwendigen Bearbeitung bis zu einer Berechnung der Gesamt-Versagenswahrscheinlichkeit eines Seedeiches mehrere Arbeitsschritte umzusetzen sind. Zur Illustration der hierfür notwendigen Berechnungen und der neuen Methoden (Abb. 2.10) sind verschiedene Anwendungsbeispiele notwendig. Für die Auswahl dieser Beispieldeiche werden folgende Kriterien herangezogen:

- (1) typische Seedeiche entlang der Nordsee einschließlich Ästuardeichen (Oberwassereinfluss) und der Ostsee;
- (2) ausreichende Datenmengen zur Bestimmung der erforderlichen Eingangsparameter für die Grenzzustandsgleichungen einschließlich ihrer Unsicherheiten;
- (3) deterministische Vorbemessung des Deiches und eventuelle Standsicherheitsnachweise für die Überprüfung der verwendeten Grenzzustandsgleichungen;
- (4) Erfahrungen über bereits aufgetretene Schäden am Deich.

In der Regel können nicht alle Kriterien erfüllt werden. Daher ist zunächst ein fiktiver Beispieldeich notwendig, dessen Geometrie in etwa die Verhältnisse entlang der deutschen Nord- und Ostseeküste widerspiegelt. Der fiktive Deich soll außerdem typische Seegangs- und Bodenparameter aufweisen (Abschnitt 3.1).

Bei zwei Variationen werden dann einige Eingangsparameter des fiktiven Deiches variiert (Abschnitt 3.1.2). Zuerst wird die Deichhöhe herabgesetzt und die Neigung der Außen- und Binnenböschung des Deiches erhöht, um ein Szenario ähnlich den Verhältnissen während der Sturmflut 1962 zu erhalten und die verwendeten Verfahren bei zunehmendem Wellenüberlauf auch für die Binnenböschung zu testen. Anschließend wird der Wasserstand vor dem fiktiven Deich aus Abschnitt 3.1 um 0,50 m erhöht, um den Einfluss eines Anstiegs des Ruhewasserspiegels abschätzen zu können.

Um die Anwendbarkeit der entwickelten Verfahren und der probabilistischen Bemessung prinzipiell auch für reale Seedeiche nachzuweisen, sollen im Weiteren zwei Seedeiche berücksichtigt werden. Der erste reale Deich (Nordsee-Deich) erfüllt vor allem die Kriterien (1) und (3), da hierfür eine deterministische Vorbemessung sowie einige Bodenuntersuchungen vorhanden sind (Abschnitt 3.2). In Abschnitt 3.3 wird ein Ästuardeich anhand eines Regelprofils (Kriterium (1)) verwendet und mit typischen Seegangsparemtern hierfür versehen. Untersuchungen an einem derartigen Deich liegen jedoch nicht vor, so dass die meisten Eingangsparameter geschätzt werden müssen.

Die Daten für die ausgewählten Beispiele müssen so aufbereitet werden, dass sie mit der zur Verfügung stehenden Software sowohl deterministisch als auch probabilistisch bearbeitet werden können. Hierfür sind in der Regel Vereinfachungen notwendig, die im Folgenden ebenfalls beschrieben werden.

3.1 Fiktiver Beispieldeich

3.1.1 Basisquerschnitt und Ausgangsdaten

Der gewählte fiktive Deich ist zusammen mit der programmtechnischen Idealisierung in Abbildung 3.1 dargestellt. Die Deichkrone liegt bei $h_k = 8,0$ m (Breite $10,0$ m), der Deichfuß bei $0,0$ m. Die Deichneigung auf der Außenböschung beträgt durchgehend $1:6$, auf der Binnenböschung $1:3$. Zu Testzwecken wurde eine Berme auf der Außenböschung bei $h_{bfr} = 5,0$ m (Breite $4,0$ m) und auf der Binnenböschung bei $h_{bb} = 5,0$ m (Breite $2,0$ m) eingebaut. Die Kleiabdeckung ist auf der Außenböschung $0,5$ m stark, auf der Krone $0,9$ m und auf der Binnenböschung $0,5$ m. Der Sandkern des Deiches ist homogen, unter dem Deich ist eine $10,0$ m dicke Sandschicht angeordnet, darunter befindet sich Klei. Die Wellenhöhe am Fuß des Deiches H_s beträgt $2,0$ m, die Wellenperiode T_p ist $6,0$ s, der Wellenangriffswinkel beträgt $0,0^\circ$. Ein Deckwerk ist nicht vorhanden. Eine genaue Angabe aller Eingangsparameter findet sich in Anlage A.

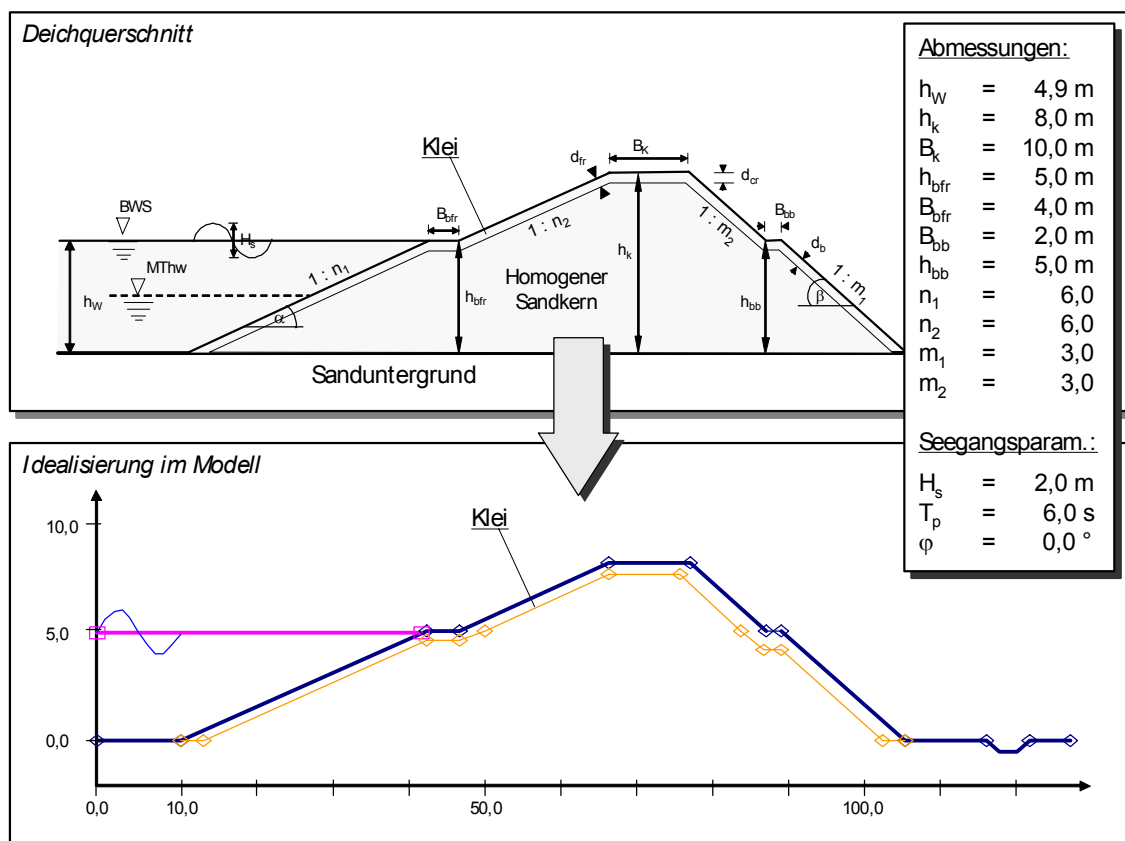


Abb. 3.1: Querschnitt des gewählten fiktiven Seedeiches und Darstellung durch die verwendete Software

3.1.2 Variationen der Deichgeometrie und des Wasserstands

Die Analyse des Schrifttums hat gezeigt, dass der Wasserstand eine der wesentlichen Eingangsgrößen für die Bestimmung der Versagenswahrscheinlichkeit des Deiches ist (vgl. Tab. 2.2). Da gleichzeitig die Abmessungen des ausgewählten fiktiven Beispiels in Abbildung 3.1 so ausgelegt sind, dass die Wahrscheinlichkeit von Wellenüberlauf sehr gering ist, werden die folgenden Variationen durchgeführt:

- **Variation 1:** die Geometrie des Deiches in Abbildung 3.1 wird so verändert, dass sie ungefähr den Verhältnissen früherer Deiche entspricht, die während der Sturmflut 1962 überlaufen und überströmt wurden. Hierfür wird die Deichkrone herabgesetzt ($h_k = 6,10$ m statt $8,00$ m), die Neigungen der Außen- und Binnenböschung werden erhöht (außen $1:4$, binnen $1:2$ statt $1:6$ und $1:3$) und die Bermen entfallen. Der Wasserstand wird nicht verändert. Diese Geometrie wird zu deutlich erhöhtem Wellenüberlauf führen, so dass auch die Grenzzustandsgleichungen der Versagensmechanismen auf der Binnenböschung des Deiches überprüft werden können und eine entsprechende Versagenswahrscheinlichkeit ermittelt werden kann;
- **Variation 2:** in einem anderen Szenario wird lediglich der Wasserstand um $0,50$ m erhöht, um die potenziellen Auswirkungen von klimabedingten Wasserstandsänderungen abschätzen zu können. Dabei soll hier lediglich die Plausibilität der Grenzzustandsgleichungen untersucht werden.

3.2 Nordsee-Deich

Abbildung 3.2 zeigt einen Querschnitt eines typischen Nordseedeiches, die wichtigsten Eingangsparameter und seine Idealisierung im Modell. Die Deichkrone liegt hier bei $h_k = 7,6$ m (Breite $2,5$ m), der Deichfuß bei $0,0$ m. Die Deichneigung auf der Außenböschung besteht aus einem Knickprofil der Neigungen $1:6$ bzw. $1:8$. Die Wellenhöhe am Fuß des Deiches H_s beträgt $1,5$ m, die Wellenperiode T_p ist $4,9$ s, der Wellenangriffswinkel beträgt $0,0^\circ$. Alle weiteren Details hinsichtlich der Eingangsparameter sind in Anlage A enthalten.

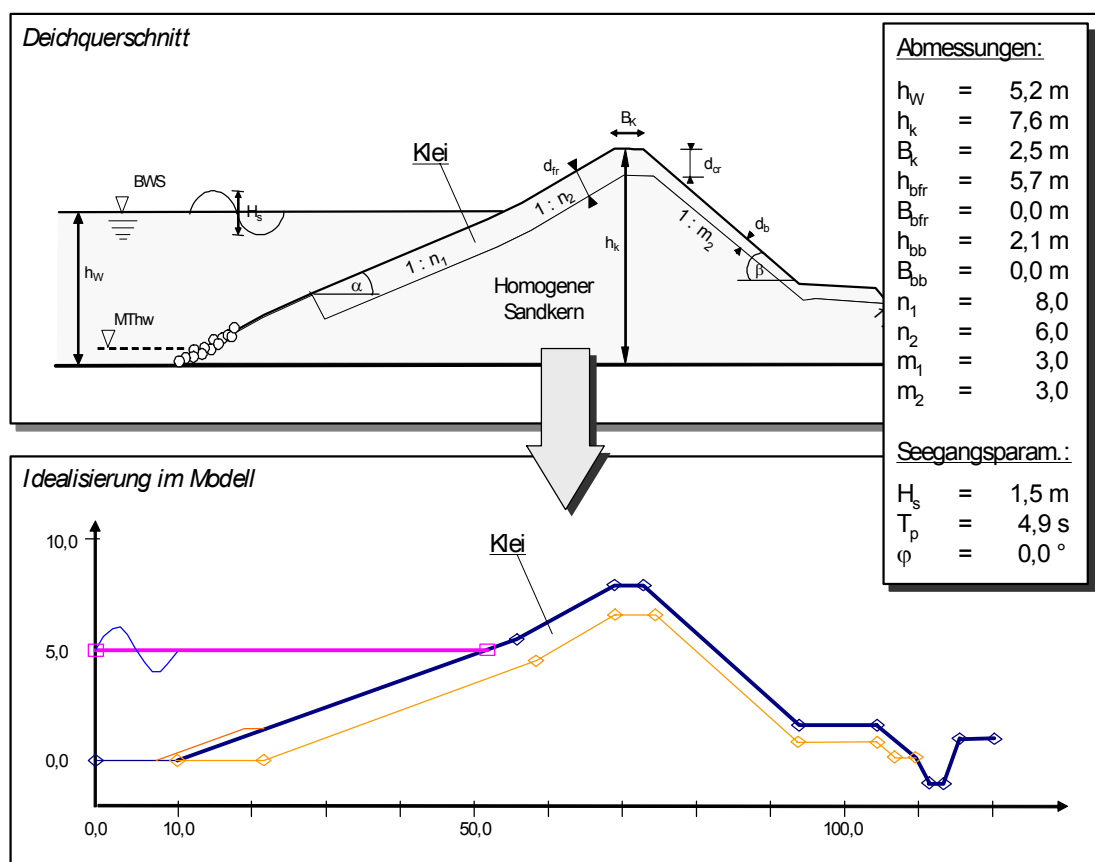


Abb. 3.2: Typischer Nordsee-Deich und Darstellung durch die verwendete Software

Abbildung 3.2 zeigt, dass teilweise Unterschiede zwischen dem wirklichen Deich und der Idealisierung im Modell auftreten. Dabei sind zwei wesentliche Vereinfachungen zu berücksichtigen:

- **Deichprofil:** die Außenböschung des Deiches kann nur durch zwei Deichneigungen beschrieben werden (ober- und unterhalb der Berme, die hier mit einer Breite $B_{\text{bfr}} = 0,0$ m angesetzt wird, es entsteht ein Knickprofil)
- **Homogenität des Bodens:** der Kern des Deiches ist als homogen anzusetzen, d.h. dass evtl. vorhandene Schichten oder Altdeiche zunächst nicht berücksichtigt werden können

Die entsprechenden Vereinfachungen wurden so getroffen, dass auf der „sicheren Seite“ liegende Ergebnisse zu erwarten sind. Gegebenenfalls müssen aber weitere Untersuchungen durchgeführt werden (besonders bei inhomogenen Deichen), die die Unterschiede zwischen dieser Annahme und der wirklichen Situation quantifizieren können. Dies ist jedoch nicht Gegenstand dieser Arbeit.

3.3 Ästuardeich

Als Beispiel eines Ästuardeiches wird das in Abbildung 3.3 dargestellte Regelprofil herangezogen. Dieser Deich soll vor allem dafür verwendet werden, die Unterschiede in der Belastung des Deiches durch zusätzlichen Oberwasserabfluss (hoher Wasserstand über längere Zeit als bei Seedeichen) aufzuzeigen. Entsprechende Annahmen werden hierzu durchgeführt (Abschnitt 6.4, s.a. Anlage A). Bei dem hier gewählten Ästuardeich liegt die Deichkrone bei $h_k = 8,8$ m, die Kronenbreite beträgt 3,0 m. Die Deichneigung auf der Außenböschung besteht aus einem Knickprofil der Neigungen 1:6 bzw. 1:10, eine Außenberme ist bei einer Höhe von 2,8 m angeordnet (Breite: 10,0 m). Die Wellenhöhe am Fuß des Deiches H_s beträgt 1,65 m, die Wellenperiode T_p ist 9,0 s, der Wellenangriffswinkel beträgt $0,0^\circ$.

Besondere Unterschiede zwischen wirklichem Profil und der erforderlichen Idealisierung besteht in der Drainage, die durch die Vereinfachung nicht berücksichtigt werden kann. Die Sickerlinie verläuft daher zu hoch, was aber für die durchzuführenden Berechnungen ungünstig wirkt und daher zu einer höheren Versagenswahrscheinlichkeit führen wird.

Abbildung 3.3 zeigt außerdem, dass der Sandkern nicht richtig durch die verwendete Software wiedergegeben wird. Dabei werden durch die Idealisierung der Kleischicht Teile des Sandkerns durch Klei ersetzt, was sich z.B. bei den Versagensmechanismen „Erosion der Kleischicht“ und „Böschungsbruch auf der Außenböschung“ bemerkbar machen wird. Die Berechnung wird daher zu kleine Versagenswahrscheinlichkeiten liefern. Hier muss der Einfluss der Stärke der Kleischicht im Weiteren genauer untersucht werden.

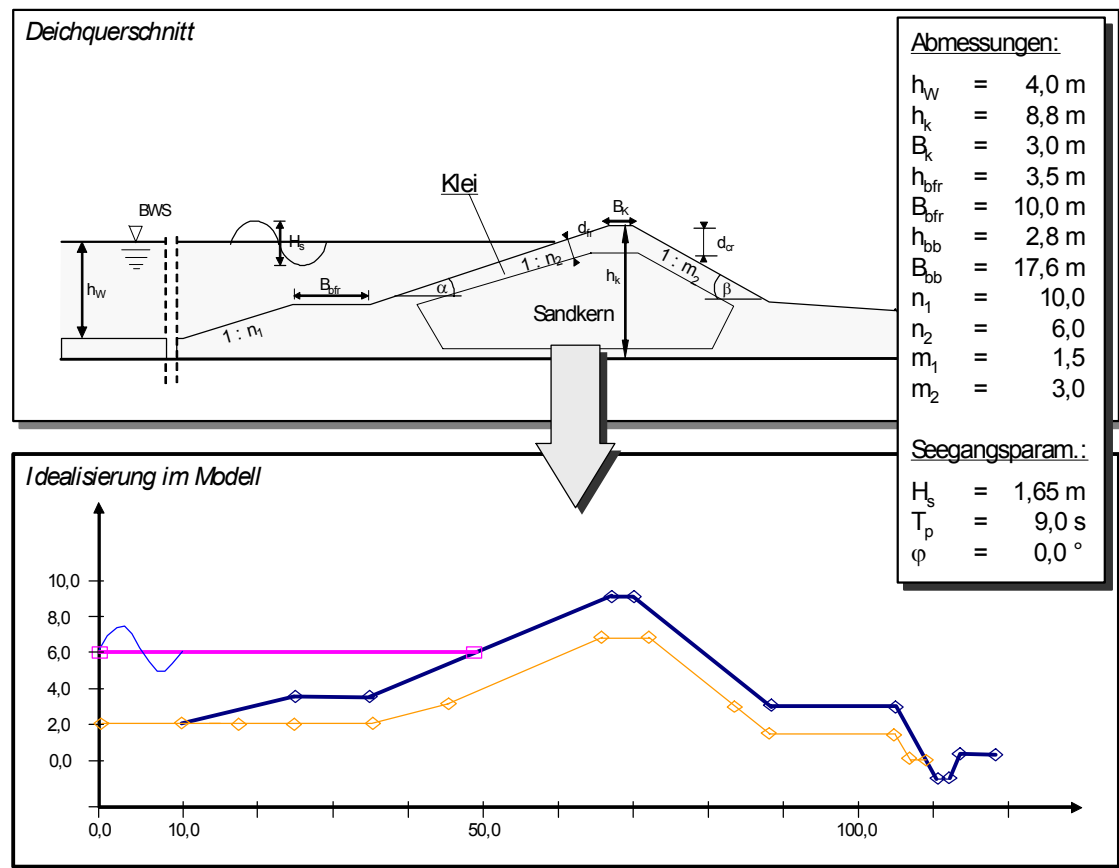


Abb. 3.3: Typischer Ästuardeich und Darstellung durch die verwendete Software

4 – Versagens- mechanismen



4 Versagensmechanismen

Ziel dieses Kapitels ist es, die Grenzzustandsgleichungen der in Tabelle 2.1 zusammengestellten Versagensmechanismen so zu überarbeiten bzw. zu ergänzen, dass die Beschreibung des Top-Ereignisses (Überflutung des Hinterlandes) lückenlos ermöglicht wird. Dabei müssen hauptsächlich zwei Probleme behandelt werden (Abb. 4.1):

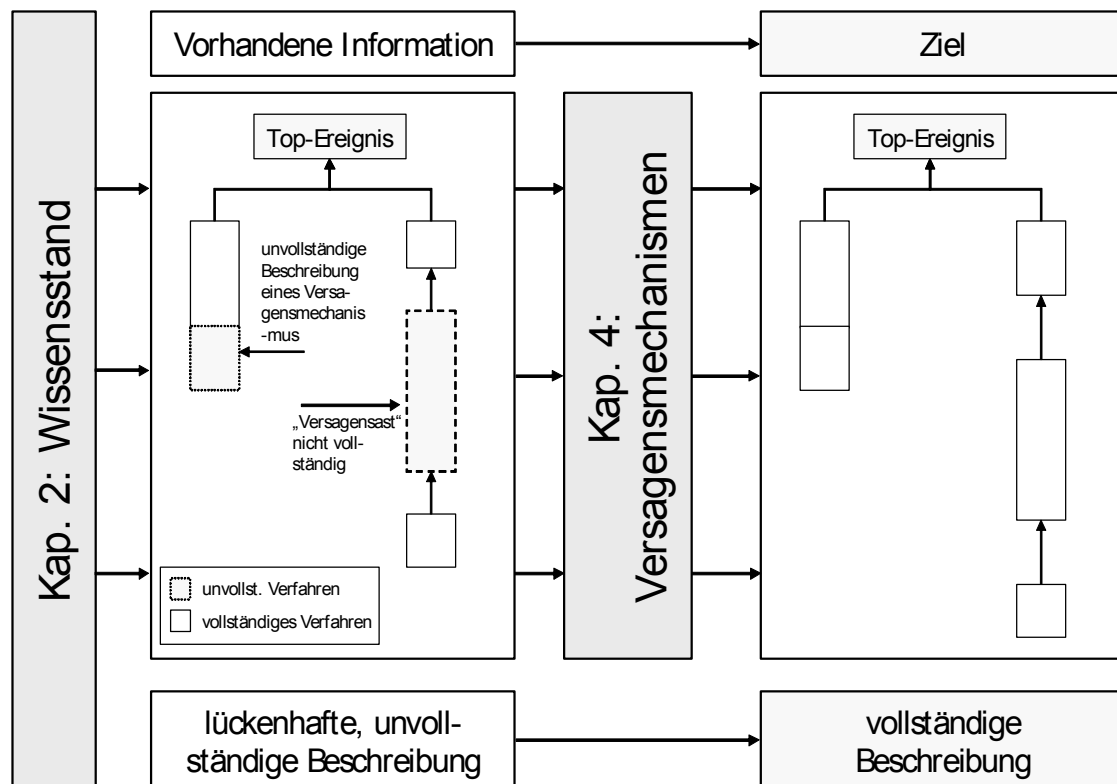


Abb. 4.1: Vorgehen bei der Beschreibung der Versagensmechanismen

- **Unvollständige Beschreibung von Versagensmechanismen:** Einige Versagensmechanismen sind hinsichtlich der Beschreibung der physikalischen Zusammenhänge bzw. des zeitlichen Ablaufs noch nicht vollständig beschrieben oder fehlen ganz.
- **Lückenhafte Beschreibung eines „Versagensastes“:** im Ablauf des „Versagensastes“ des Fehlerbaumes dürfen keine (zeitlichen) Lücken offen bleiben, da diese das Verhalten des Astes entscheidend beeinflussen können. So ist die Beschreibung des Versagensmechanismus „rückschreitende Erosion“ nur eine Vorbedingung für das Versagen des Deiches. Damit ist jedoch noch keine Aussage darüber getroffen, wie lange es dauert, bis der Deich nach Entstehen der Erosionskanäle versagt. Diese „Lücke“ im Versagensast „Innere Erosion“ muss zunächst geschlossen werden und kann entscheidenden Einfluss auf die Gesamt-Versagenswahrscheinlichkeit des Deiches haben.

Im Folgenden werden hierfür alle Versagensmechanismen behandelt, bei denen eine Überarbeitung, Anpassung oder Ergänzung erforderlich ist. Dabei wird von der Einteilung in fünf Versagensbereiche nach Tabelle 2.5 ausgegangen. Die einzelnen Versagensmechanismen sind in Tabelle 2.1 zusammengestellt. Alle anderen Versagensmechanismen, die aus dem Schrifttum übernommen werden können bzw. nur in die Form einer Grenzzustandsgleichung

tum übernommen werden können bzw. nur in die Form einer Grenzzustandsgleichung ($z = R - S$) umgeschrieben werden müssen, sind in Anlage C zusammengestellt.

4.1 Beschreibung und Entwicklung der Versagensmechanismen

4.1.1 Globale Versagensmechanismen

Globale Versagensmechanismen führen direkt zum Versagen des Deiches, d.h. zum Top-Ereignis des Fehlerbaumes (hier: Überflutung des Hinterlandes). Hierzu gehören Überströmen, Wellenüberlauf, Deichbruch und Gleiten (vgl. Tab. 2.1), von denen hier im Folgenden nur die ersten drei Mechanismen behandelt werden (der Versagensmechanismus „Gleiten“ ist bereits ausführlich in [Kortenhaus & Oumeraci, 2002b](#) beschrieben und ist in Anlage C zusammengefasst worden).

4.1.1.1 Überströmen

Der Versagensmechanismus „Überströmen“ beschreibt die Überflutung des Hinterlandes durch über den Deich strömendes Wasser. Das Verfahren geht von der vereinfachenden Annahme aus, dass durch das Überströmen keine Schäden an der Krone oder der Binnenböschung entstehen. Derartige Schäden werden durch andere Versagensmechanismen (z.B. Erosion der Binnenböschung) berücksichtigt. In [Kortenhaus & Oumeraci \(2002b\)](#) wird das Verfahren nach [Oumeraci et al. \(1999\)](#) zur Beschreibung des Überströmens vorgestellt und für die weitere Verwendung vorgeschlagen (Abb. 4.2).

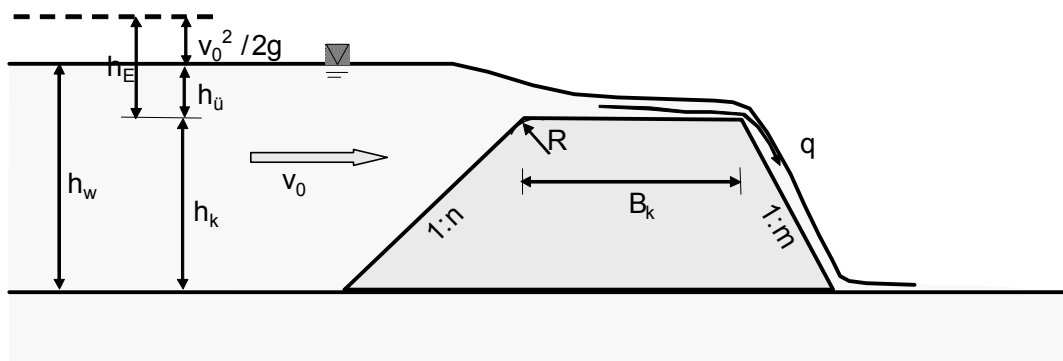


Abb. 4.2: Definitionsskizze für Überströmen

Wegen der exponentiellen Zunahme der Überströmrate mit der Überstauhöhe sind numerische Probleme bei der probabilistischen Berechnung der Grenzzustandsgleichung zu erwarten. Daher soll die *Grenzzustandsgleichung* $z = q_{\text{zul}} - q$ entsprechend der Überstauhöhe umformuliert werden, es gilt:

$$Z = h_{E_{ZU}} - h_E \quad (4-1)$$

Als *Belastung* wird die tatsächliche Überstauhöhe h_E angesetzt, die sich aus der tatsächlichen Überstauhöhe $h_{ij} = h_w - h_k$ und der Geschwindigkeitshöhe $h_v = v_0^2/2g$ zusammensetzt. Darin

sind h_w der Ruhewasserstand vor dem Deich [m]; h_k die Kronenhöhe des Deiches [m] und v_0 die Anströmgeschwindigkeit des Deiches [m/s].

Als *Widerstand* wird die zulässige Überstauhöhe $h_{E,zul}$ angesetzt, die sich dann einstellt, wenn eine zulässige Überströmrate q_{zul} erreicht wird. Die zulässige Überströmrate q_{zul} ist von den Gegebenheiten des zu schützenden Gebietes abhängig (Größe, Bebauung, potenzieller Schaden) und lässt sich nicht pauschal festlegen. Hier wird im Weiteren $q_{zul} = 30 \text{ l/(s}\cdot\text{m)}$ festgelegt, weil einfache Überlegungen gezeigt haben, dass erst ab diesen Überlaufraten von einer Überflutung des Hinterlandes ausgegangen werden kann (Kortenhaus & Oumeraci, 2002b). Das Verfahren zur Ermittlung der Überstauhöhe aus der mittleren Überströmrate q (Oumeraci et al., 1999) unterscheidet zwischen kurzen und breilkronigen Wehren, für die unterschiedliche Parameter entwickelt werden. Für typische Seedeiche wird die relative Überstauhöhe eher im Bereich der breilkronigen Wehre liegen, da die Überstauhöhe $h_{\bar{u}}$ in der Regel gering sein wird und die Kronenbreite des Deiches B_k demgegenüber eher sehr groß ist. Da zwischen kurz- und breilkronigen Wehren mit einer Unstetigkeitsstelle in der Bemessung der Überströmrate zu rechnen ist, wird im Folgenden das Verfahren für breilkronige Wehre einheitlich für alle relativen Überstauhöhen verwendet (vgl. Kortenhaus & Oumeraci, 2002b).

4.1.1.2 Wellenüberlauf

Der Versagensmechanismus „Wellenüberlauf“ beschreibt die Überflutung des Hinterlandes durch überlaufendes Wasser über den Deich. Hier soll ebenfalls davon ausgegangen werden, dass durch das Überlaufen des Wassers keine Schäden an der Krone oder der Binnenböschung entstehen. Das verwendete Verfahren zum Wellenüberlauf ist in Schüttrumpf & Oumeraci (2001) und Kortenhaus & Oumeraci (2002b) zusammengestellt und kurz diskutiert worden (Abb. 4.3).

Entsprechend den o.a. Überlegungen zum Überströmen wird auch hier eine Umformulierung der *Grenzzustandsgleichung* $z = q_{zul} - q$ vorgenommen, so dass ein Vergleich der Freibordhöhen R_c und $R_{c,min}$ erfolgt:

$$z = R_c - R_{c,min} \quad (4-2)$$

Als *Belastung* wird hier die minimale Freibordhöhe $R_{c,min}$ [m] angesetzt, die sich dann einstellt, wenn die maximal zulässige Wellenüberlaufrate q_{zul} erreicht wird. Für die Bestimmung von q_{zul} werden wiederum die o.a. Überlegungen zum Überströmen und im Weiteren $q_{zul} = 30 \text{ l/(s}\cdot\text{m)}$ angesetzt.

Als *Widerstand* wird der tatsächliche Freibord angesetzt, der sich aus der Differenz der Kronenhöhe h_k und dem Ruhewasserspiegel h_w ergibt:

$$R_c = h_k - h_w \quad (4-3)$$

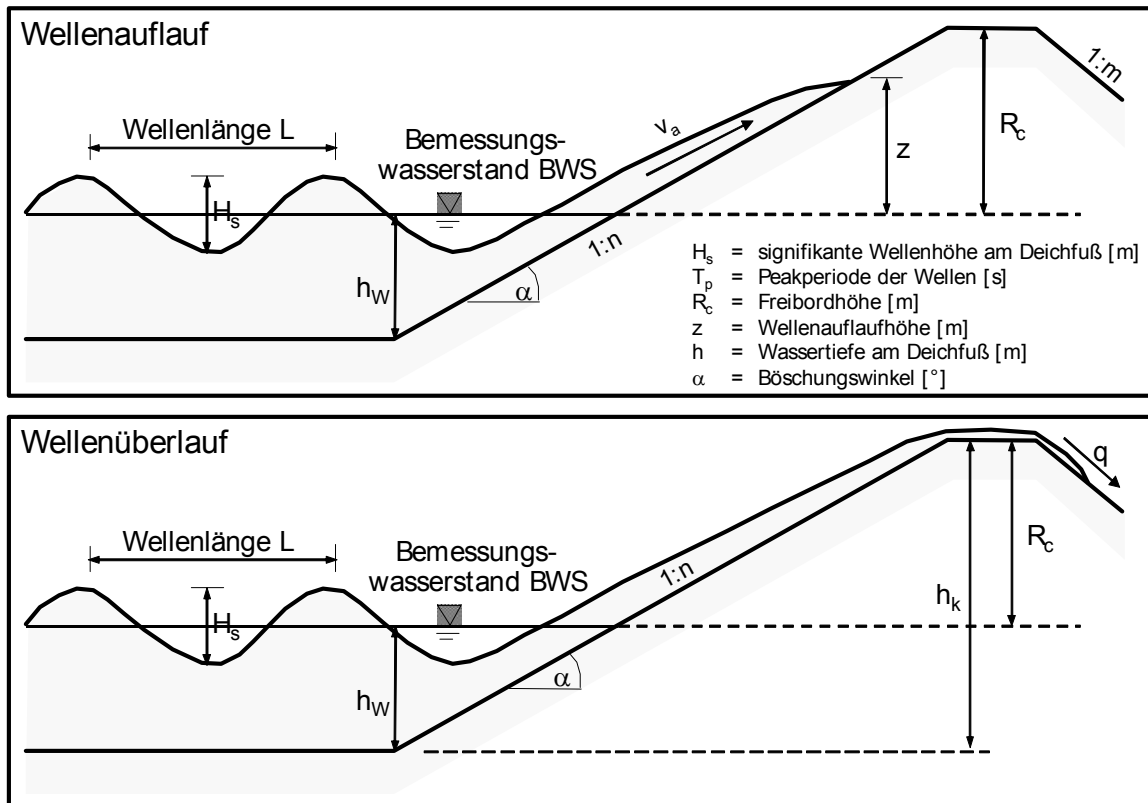


Abb. 4.3: Definitionsskizze für Wellenauflauf und -überlauf

4.1.1.3 Deichbruchentwicklung

Für die Entwicklung eines Deichbruches liegt bisher nur das Verfahren nach [Visser \(1995\)](#) vor, das die Bruchentwicklung in einem überströmten Sanddeich ausgehend von einer kleinen Rinne auf der Binnenböschung beschreibt. Das Modell soll im Folgenden so erweitert werden, dass als Belastung sowohl Wellenüberlauf als auch Überströmen auftreten können. Der Deichbruch entwickelt sich nach Visser in fünf Phasen (Abb. 4.4).

- Phase I: die Neigung der Rinne β auf der Binnenböschung des Deiches nimmt zu, bis eine kritischen Neigung β_1 der Rinne zum Zeitpunkt t_1 erreicht ist;
- Phase II: bei konstantem Winkel β_1 der Rinne erfolgt eine rückschreitende Erosion durch den Deich bis zum Zeitpunkt t_2 ;
- Phase III: die Krone des Deiches senkt sich ab, wobei die Winkel der trapezförmigen Bresche konstant bleiben. Gleichzeitig wird die Bresche im Deich größer, am Ende der dritten Phase ist zum Zeitpunkt t_3 der Sand bis zur Sohle des Deiches erodiert.
- Phase IV: ein kritisches Fließverhalten des Wassers durch die Bresche tritt ein. Der Bruch wächst überwiegend seitlich, wobei die Böschungswinkel der Bresche noch immer gleich bleiben. Die vertikale Erosion des Deiches hängt nur noch von der Erosionsbeständigkeit des Deichuntergrundes ab.
- Phase V: die Bruchstelle weitet sich weiter, bis zum Zeitpunkt t_5 die Fließgeschwindigkeiten so klein werden, dass die Erosion der Seiten des Deiches aufhört und die Bruchstelle sich nicht mehr vergrößert. Abschließend werden sich die Wasserspiegel vor und hinter dem Deich ausgleichen.

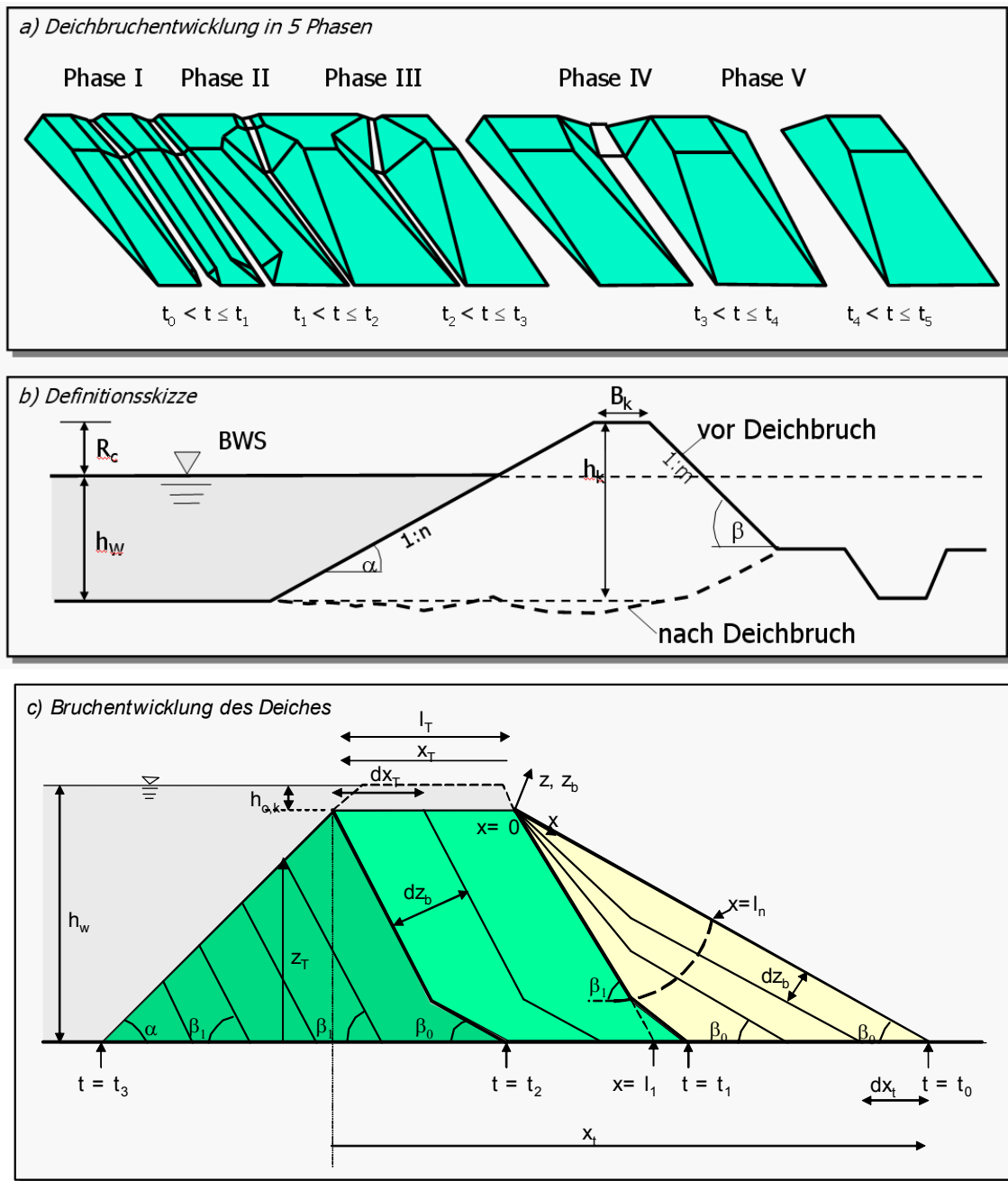


Abb. 4.4: Definitionsskizze für Deichbruchentwicklung nach Visser (1995)

Für die Entwicklung des Modells geht Visser (1995) von den folgenden Voraussetzungen aus:

- der gesamte Deichkörper besteht aus Sand (für die weitere Berechnung eines mit Kleischichten geschützten Deiches wird daher nur der Sandkern für die Berechnung angesetzt);
- der Überlauf des Deiches erfolgt durch konstante Überströmung, d.h. einen zu hohen Wasserstand vor dem Deich;
- die Erosion des Deiches auf der Binnenböschung wird durch eine kleine Rinne eingeleitet;

- die Sandaufnahme auf der horizontalen Krone des Deiches ist verhältnismäßig klein gegenüber der Sandaufnahme auf der Binnenböschung;
- eine Berme auf der Binnenböschung wird nicht berücksichtigt (für weitergehende allgemeine Deichprofile wird hier davon ausgegangen, dass sich der Weg des Wassers durch die Binnenberme entsprechend der Bermenbreite verlängert und dass sich die Erosionsstrecke l_t (vgl. Abb. 4.4) ebenfalls vergrößert;
- die Reibung auf der Binnenböschung ist konstant anzusetzen;

Die Erweiterung des Ansatzes auf Seedeiche muss sowohl Wellenüberlauf als auch Überströmen als Belastungsgrößen einschließen und gegebenenfalls zwischen diesen Lastfällen unterscheiden. Hierbei werden zwei Versagensmechanismen unterschieden:

- Gesamterosion des Sandkerns (Phase I und II nach Visser) bis zum Zeitpunkt t_2
- endgültiger Deichbruch (Phase III nach Visser) bis zum Zeitpunkt t_3

Zwar ist der Endzustand des Bruches erst nach Phase V erreicht, das endgültige Versagen infolge Deichbruch wird jedoch für den Zeitpunkt t_3 definiert, da hier bereits so große Wassermengen in den Bereich hinter den Deich einfließen werden, dass die Bedingung des Top-Ereignisses (Überflutung des Hinterlands) erfüllt ist. Die Aufteilung in zwei Versagensmechanismen ist erforderlich, weil der Bruch des Deiches (ohne vorhergehende Erosion in den Phasen I und II) auch durch andere Versagensmechanismen vorbereitet werden kann (z.B. Erosion der Außenböschung²⁾).

Die *Grenzzustandsgleichung* für die *Gesamterosion des Sandkerns* lautet:

$$z = t_2 - t_s \quad (4-4)$$

und als *Grenzzustandsgleichung* für den *vollständigen Deichbruch* gilt:

$$z = (t_3 - t_2) - t_s \quad (4-5)$$

Dabei wird als *Belastung* des Deiches jeweils die Gesamtdauer der Sturmflut t_s in der Höhe des Sturmflutscheitels angesetzt³⁾. Diese Dauer muss aber noch in beiden Fällen um die bereits „verbrauchte Zeit“ reduziert werden, da vorher während der Sturmflut bereits die Erosion der Grasdecke und der Kleischicht bzw. die Klifferosion oder die Erosion des Sandkerns stattgefunden haben. Eine probabilistische Einbeziehung dieser Zeiten ist aber nicht möglich und erfordert daher ein anderes methodisches Vorgehen (Verfahren zur Szenarienbildung aus mehreren Versagensmechanismen), das in Abschnitt 7.3 diskutiert wird.

Als *Widerstand* wird die benötigte Zeit t_2 bis zum Ende der Erosion nach Phase II bzw. die Zeit $(t_3 - t_2)$ bis zum Deichbruch nach Phase III angesetzt. Für alle Phasen I bis III muss hier

²⁾ Die Betrachtung von Phase III unabhängig von den Phasen I und II ist physikalisch nicht richtig, wird aber im Weiteren als sinnvolle Näherung aufgefasst, da auch bei anderen Versagensmechanismen (z.B. Erosion auf der Außenböschung) Vorschädigungen des Deiches vorhanden sind, so dass direkt ein Absinken der Krone zu erwarten ist.

³⁾ Der eigentliche Verlauf der Sturmflut wird einen Anstieg bis zum Scheitelstand und danach einen Abfall beinhalten. Der hier angesetzte Verlauf ist daher eine sehr ungünstige Annahme der Belastung, Variationen dieser Annahme müssen daher noch eingehender untersucht werden (s. Abschnitt 7.7).

eine Lastfallunterscheidung getroffen werden, wonach entweder Wellenüberlauf oder Überströmen des Deiches auftritt. In Phase III können durch die Absenkung der Deichkrone infolge Erosion auch beide Prozesse nacheinander auftreten.

Für diese Unterteilung muss zunächst der Übergang zwischen Überströmen und Wellenüberlauf definiert werden. Die übliche Betrachtungsweise besteht in der Annahme, dass dieser Übergang bei einem Wasserstand in Höhe der Deichkrone eintritt. Diese Annahme führt jedoch dazu, dass bei steigendem Wasserspiegel von einem hohen Wellenüberlauf q_0 bei sehr geringem Freibord (R_c gegen Null) auf eine Überströmrates „gewechselt“ wird, die nahe bei Null liegt (bedingt durch die niedrige Überstaudifferenz zwischen Wasserstand h_w und Deichkrone h_k). Dieser Sprung ist nicht realistisch und tritt in der Natur bei gleichzeitiger Wasserspiegelanhebung und Wellenbelastung so nicht auf. Daher wird hier eine kritische Überstauhöhe $h_{ü,k}$ angesetzt, bei der der Wechsel zwischen Wellenüberlauf und Überströmen einsetzt und es gilt.

$$\begin{aligned} h_w &> h_k + h_{ü,k} && \text{Überströmen} \\ h_w &\leq h_k + h_{ü,k} && \text{Wellenüberlauf} \end{aligned} \quad (4-6)$$

Darin ist h_w der Wasserstand am Deichfuß [m], h_k die Kronenhöhe des Deiches [m] und $h_{ü,k}$ die Überstauhöhe [m], die sich aus der Bedingung abschätzen lässt, dass die Wellenüberlauf-rate q_0 für den Freibord $R_c = 0,0$ m und die Überströmrates q_T gleich sein müssen:

$$q_T = q_0 \quad (4-7)$$

Darin wurde die Überströmrates q_T [$\text{m}^3/(\text{s} \cdot \text{m})$] aus der Wehrformel⁴⁾ abgeleitet (Visser, 1995):

$$q_T = A \cdot 0,544 \cdot \sqrt{g} \cdot (h_w - h_k)^{3/2} \quad (4-8)$$

Die Wellenüberlauf-rate q_0 wird nach Schüttrumpf & Oumeraci (2001) für $R_c = 0,0$ bestimmt; h_w ist der Wasserstand vor dem Deich in [m]; h_k die Höhe der Deichkrone in [m]; R_c der Freibord [m]; H_s die signifikante Wellenhöhe am Deichfuß [m] und A eine Konstante [-] zur Beschreibung des Überströmens bei Deichen, die aus der Wehrformel abgeleitet wurde ($A \approx 1$) (Visser, 1995). Damit gilt für die kritische Überstauhöhe $h_{ü,k}$:

$$h_{ü,k} = h_w - h_k = \left(1,837 \cdot g^{-0,5} \cdot q_0\right)^{2/3} \quad (4-9)$$

Die einzelnen Phasen der Deichbruchentwicklung müssen nacheinander berechnet werden, um die noch fehlenden Zeiten t_2 und t_3 in den Gln. (4-4) und (4-5) bestimmen zu können. Es gilt wie folgt:

⁴⁾ Grundlage ist hier die Wehrformel $q = 2/3 \cdot \mu \cdot (2g)^{0,5} \cdot h_u^{1,5}$ und nicht die in Abschnitt 4.1.1.1 verwendete Beziehung für das Überströmen der Deiche. Es ist zu erwarten, dass beide Verfahren ähnliche Ergebnisse liefern, hier wird im Weiteren das nach Visser vorgeschlagene Verfahren verwendet, weil das Modell zur Beschreibung des Deichbruches nach Visser auf dieser Grundlage anhand von Feldversuchen mit Sanddeichen kalibriert wurde.

- *Phase I:*

- Wellenüberlauf ($h_w \leq h_k + h_{ü,k}$):

$$t_1 = \frac{l_t}{c_0 \cdot q^{1/3}} \quad (4-10)$$

- Überströmen ($h_w > h_k + h_{ü,k}$): t_1 nach [Visser \(1995\)](#)

- *Phase II:*

- Wellenüberlauf ($h_w \leq h_k + h_{ü,k}$):

$$t_2 = t_1 + \frac{B_k}{c_1 \cdot q^{1/3}} \quad (4-11)$$

- Überströmen ($h_w > h_k + h_{ü,k}$): t_1 nach [Visser \(1995\)](#)

- *Phase III:*

- Wellenüberlauf ($h_w \leq h_k + h_{ü,k}$) zum Zeitpunkt t_2 :

$$t_3 = t_{3a} + \frac{2 \cdot c_2 \cdot q_0}{f_2 \cdot k_2^2} \left(\frac{k_2}{c_2 \cdot q_0} \cdot h_w^2 - \ln \left[1 + \frac{k_2}{c_2 \cdot q_0} \cdot \sqrt{h_w} \right] \right) \quad (4-12)$$

$$t_{3a} = t_2 + \frac{z_{98} \cdot \left[1 - \exp \left(1,833 \cdot \left(\frac{h_{k,o} - h_w}{z_{98}} \right) \right) \right]}{1,833 \cdot f_2 \cdot c_2 \cdot q_0^{1/3}} \quad (4-13)$$

- Überströmen ($h_w > h_k + h_{ü,k}$) zum Zeitpunkt t_2 :

$$t_3 = \frac{2 \cdot c_2 \cdot (q_T + q_0)}{f_2 \cdot k_2^2} \left(\frac{k_2}{c_2 \cdot (q_T + q_0)} \cdot h_w^2 - \ln \left[1 + \frac{k_2}{c_2 \cdot (q_T + q_0)} \cdot \sqrt{h_w} \right] \right) \quad (4-14)$$

In Gln. (4-10) bis (4-14) ist B_k die Breite der Deichkrone [m], l_t die Veränderung der Erosionsrinnenlänge zwischen den Zeitpunkten t_0 und t_1 [m]; q die tatsächlich vorhandene Wellenüberlaufrate [$m^3/(m \cdot s)$] sowie z_{98} die tatsächliche Wellenaufbauhöhe [m] nach [Schütt-rumpf & Oumeraci \(2001\)](#). Die Koeffizienten c_0 , c_1 , c_2 , f_2 und k_2 lassen sich entsprechend dem Vorgehen nach [Visser \(1995\)](#) ermitteln und werden im Folgenden hergeleitet.

Unter der Annahme einer konstanten Überlaufrate q und eines konstanten Binnenböschungswinkels β lässt sich die Erosion der Binnenböschung allgemein wie folgt beschreiben ([Visser, 1995](#)):

$$\frac{dX_t}{dt} = -\frac{1}{\sin \beta_0} \cdot \frac{0,01}{(1-p) \cdot \Delta} \cdot u_n \cdot \tan \beta_0 \quad (4-15)$$

Darin ist β_0 der anfängliche Böschungswinkel auf der Binnenböschung [$^\circ$], p ist die Porosität der Binnenböschung [-], Δ ist die relative Dichte des Sandes ($(\rho_s - \rho_w)/\rho_w$) wobei ρ_s die Korndichte des Sandes und ρ_w die Dichte des Wassers ist [t/m^3]; u_n ist die Fließgeschwindigkeit [m/s], die nach [Visser \(1995\)](#) wie folgt ermittelt wird:

$$u_n = \frac{(g \cdot q \cdot \sin \beta)^{1/3}}{C_f^{1/3}} \quad (4-16)$$

In Gl. (4-16) ist C_f der Reibungsbeiwert für die Binnenböschung ($C_f = g/C^2$ mit C = Chezy-Koeffizient). Einsetzen von Gl. (4-16) in Gl. (4-15) ergibt:

$$\frac{dX_t}{dt} = -c_0 \cdot q^{1/3} \quad (4-17)$$

mit

$$c_0 = \frac{0,01}{(1-p)\Delta} \cdot \left(\frac{g}{C_f} \right)^{1/3} \cdot \frac{(\sin \beta)^{1/3}}{\cos \beta} \quad (4-18)$$

Integration zwischen $t_0 = 0$ und t_1 ergibt Gl. (4-10). Das entsprechende Vorgehen für Phase II ergibt unter Berücksichtigung von t_1 Gl. (4-11), wobei

$$c_1 = \frac{0,01}{(1-p)\Delta} \cdot \left(\frac{g}{C_f} \right)^{1/3} \cdot \frac{(\sin \beta_1)^{1/3}}{\cos \beta_1} \quad (4-19)$$

Darin ist β_1 der steilere Winkel auf der erodierten Binnenböschung, der sich durch den Erosionsprozess einstellt und der nach Visser dem inneren Reibungswinkel des Sandes ϕ entspricht.

Die grundsätzliche Erosionsgleichung zur Beschreibung der Absenkung der Deichkrone in Phase III (nur für Wellenüberlauf) lässt sich wie folgt ableiten:

$$\frac{dz_T}{dt} = -f_2 \cdot c_2 \cdot q^{1/3} \quad (4-20)$$

Darin ist z_T die Laufvariable, die das Absinken der Deichkrone beschreibt (Abb. 4.4); f_2 ist ein Parameter, der das Nachbrechen von Sand während des Erosionsprozesses und damit eine Verlangsamung der Erosion beschreibt und der von der Breite B der Bresche im Deich (muss zunächst geschätzt werden), von der Überströmrates q und der mittleren Geschwindigkeit u_n des überströmenden Wassers abhängig (Gl. (4-16)) ist (Visser, 1995):

$$f_2 = \frac{B + 2q/u_n}{2B} = 0,5 + \frac{q/u_n}{B} \quad (4-21)$$

Der Ausdruck q/u in Gl. (4-21) entspricht einer mittleren Schichtdicke auf der Binnenböschung, die im Falle von Wellenüberlauf in der Größenordnung von wenigen Zentimetern liegt und daher im Vergleich zur Breite der entstehenden Bresche B sehr klein ist. Der Einfluss von B ist daher für die weitere Berechnung vernachlässigbar gering. Die Variable c_2 in Gl. (4-20) entspricht der Variablen c_1 (Gl. (4-19)) und beinhaltet die Verkürzung der Deichaußenböschung (α ist der Böschungswinkel der Außenböschung) durch das Absinken der Deichkrone:

$$c_2 = \frac{\sin \alpha \cdot \sin \beta_1}{\sin(\alpha + \beta_1)} \cdot c_1 \quad (4-22)$$

Einsetzen des Ansatzes für Wellenüberlauf nach Schüttrumpf (2001), Integration und Einsetzen der Randbedingungen ($z_T = h_k$ für $t = t_2$ und $z_T = h_w$ für $t = t_{3a}$) ergibt die Lösung bis zum

Zeitpunkt t_{3a} , bei dem die Deichkrone bis auf die Höhe des Wasserstands abgesunken ist (Gl. (4-13)).

Im weiteren Verlauf der Phase III setzt durch das Absinken der Deichkrone zusätzlich das Überströmen des Deiches ein, so dass Gl. (4-20) wie folgt angepasst werden muss:

$$\frac{dz_T}{dt} = -f_2 \cdot c_2 \cdot q_0^{1/3} - f_2 \cdot k_2 \cdot \sqrt{h_w - z_T} \quad (4-23)$$

Gl. (4-23) entspricht der Überlagerung von Wellenüberlauf und Überströmen, wobei für das Überströmen der Ansatz nach Visser verwendet wird. Dabei wird die Annahme getroffen, dass beim weiteren Absinken der Krone die Wellenüberlaufrate q_0 immer konstant bleibt. In Gl. (4-23) ist k_2 eine Variable zur Beschreibung der Erosion bei fallender Kronenhöhe analog zu c_2 (Gl. (4-22)):

$$k_2 = \frac{\sin \alpha \cdot \sin \beta_1}{\sin(\alpha + \beta_1)} \cdot k_1 \quad (4-24)$$

mit k_1 analog zu c_1 (Gl. (4-19)):

$$k_1 = \frac{0,0082}{(1-p)\Delta} \cdot \left(\frac{A}{C_f} \right)^{1/3} \cdot \sqrt{g} \cdot \frac{(\sin \beta_1)^{1/3}}{\cos \beta_1} \quad (4-25)$$

Mit den Randbedingungen ($z_T = h_w$ für $t = t_{3a}$ und $z_T = 0$ für $t = t_3$) ist eine analytische Lösung von Gl. (4-23) möglich und führt zu Gl. (4-12).

Wird für Phase III zu Beginn von Wellenüberlauf und Überströmen des Deiches ausgegangen ($h_w > h_k + h_{u,k}$), so wird Gl. (4-12) ohne die Berechnung von t_{3a} und stattdessen mit einer mittleren Überlaufrate $q_0 + q_T$ verwendet (Gl. (4-14)).

Das hier vorgeschlagene Verfahren basiert auf theoretischen Überlegungen und muss noch experimentell verifiziert werden. Hierzu sollten möglichst großmaßstäbliche Versuche an einem einfachen Sanddeich durchgeführt werden, der mit überlaufenden Wellen belastet wird. Die Versuche sollten ebenfalls dazu dienen, die phasenweise Entwicklung der Breschenbildung, das verwendete Transportmodell für die Erosion der Binnenböschung, das Modell für das Überströmen des Deiches sowie den Übergang zwischen Wellenüberlauf und Überströmen zu verifizieren. Auch die Annahme einer konstanten Wellenüberlaufrate q muss anhand derartiger Versuche überprüft und gegebenenfalls mit Hilfe empirischer Parameter verbessert werden. Da sich die Breschenbildung in Abhängigkeit der geometrischen und geotechnischen Parameter des Deiches in der Größenordnung einer halben Stunde bewegt (Singh, 1996), während die Erosion der intakten Kleinschichten bei mehreren Stunden liegt, ist hier jedoch kein wesentlicher Einfluss auf das Gesamtergebnis zu erwarten. Dabei bleibt jedoch anzumerken, dass die Breschenbildung für die hinter dem Deich entstehende Flutwelle von großer Bedeutung ist.

4.1.2 Versagensmechanismen an der Außenböschung des Deiches

Die Versagensmechanismen an der Außenböschung des Deiches bilden eine Vorstufe zum Deichbruch. Zu diesen Mechanismen gehören die Geschwindigkeit des Wellenaufbaus, die

Erosion der Gras- und der Kleischicht, Druckschläge durch brechende Wellen, die Stabilität und der Auftrieb unter einem Deckwerk, die Klifferosion des Sandkerns und der Böschungsbruch. Eine Übersicht über diese Grenzzustandsgleichungen ist bereits in Tabelle 2.1 gegeben worden. Dabei hat sich gezeigt, dass die Verfahren für Druckschläge bzw. den Auftrieb unter einem Deckwerk noch entwickelt bzw. verbessert werden müssen, alle anderen Grenzzustandsgleichungen sind in Anlage C zusammengestellt.

4.1.2.1 Druckschläge

Der Versagensmechanismus „Druckschläge“ beschreibt das Herauslösen von Elementen der Deckschicht und damit die Erosion der Außenböschung (Abb. 4.5). Dabei brechen die Wellen auf der Außenböschung und der hierdurch resultierende Druckschlag wird in bereits bestehenden Rissen oder Spalten der Deckschicht unter die Deckschicht transportiert. Die hierbei möglicherweise entstehende Verstärkung des Druckes kann mit der zeitlichen Verschiebung des Druckes zu einem Ungleichgewicht zwischen Außen- und Unterseite der Deckschicht führen und das betrachtete Element herauslösen. Für diese Versagensform besteht bislang keine Grenzzustandsgleichung. Deshalb wird im Folgenden ein Näherungsverfahren entwickelt.

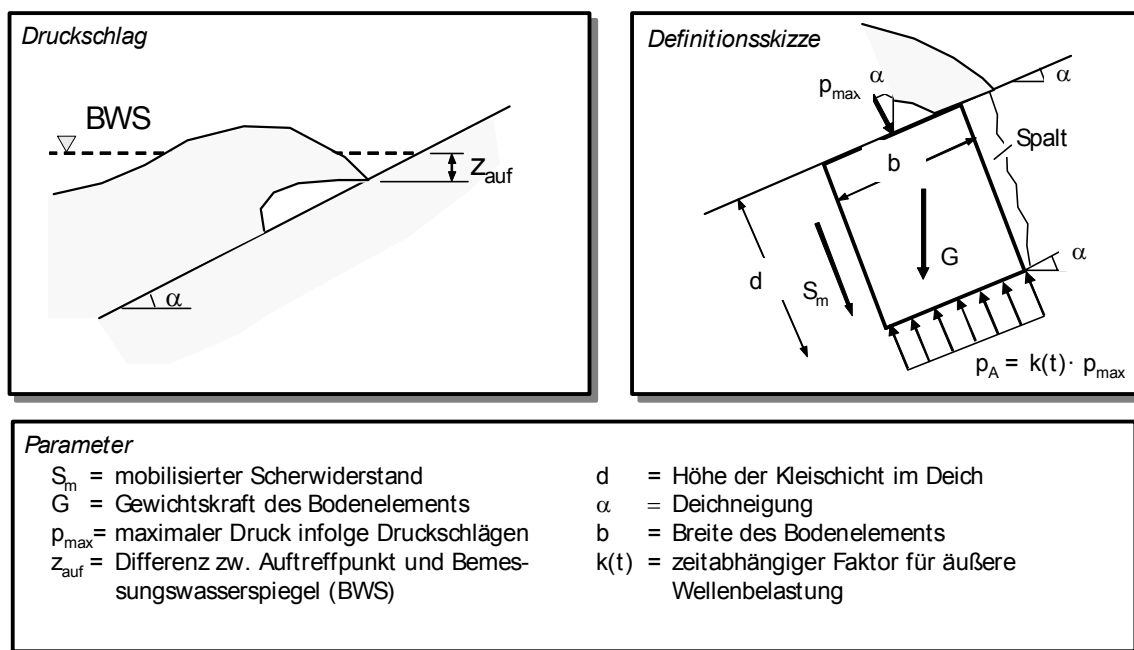


Abb. 4.5: Prinzipskizze zur Stabilität von druckschlagbelasteten Deichen

Demnach lässt sich die *Grenzzustandsgleichung* für diesen Versagensmechanismen wie folgt definieren:

$$Z = p_R - p_A \quad (4-26)$$

Darin wird als *Belastung* der maximal auftretende Auftriebsdruck p_A angesetzt, der infolge der Druckschläge $p_{max} = k_{imp} \cdot \rho_w g H_s$ auf der Deichaußenböschung entsteht und wie folgt ermittelt werden kann:

$$p_A = k(t) \cdot k_{\text{imp}} \cdot \rho_w g H_s \quad (4-27)$$

Darin ist k_{imp} ein Druckschlagfaktor [-], mit dem die hydrostatische Druckbelastung $\rho_w g H_s$ am Deichfuß beaufschlagt werden muss. Untersuchungen haben gezeigt (Führböter, 1994 und 1991; Witte, 1988 und 1989; Zhong, 1985), dass die Druckschlagbelastung log-normal verteilt ist und Mittelwerte für $k_{\text{imp}} = 2,2$ anzusetzen sind. Für flacher werdende Deichneigungen dämpft das rücklaufende Wasser die Druckschläge, hier soll im Folgenden jedoch mit dem o.a. Mittelwert für alle Deichneigungen gearbeitet werden. In Gl. (4-27) wird der Druckschlag zusätzlich durch einen zeitabhängigen Faktor $k(t)$ verändert, der die Veränderung des Druckes infolge des Eindringens in den Spalt beschreibt. Dabei ändern sich sowohl die Größe des Druckes als auch sein zeitliches Auftreten. Eine Herauslösung des Bodenelements wird nur dann erfolgen, wenn der Druck von der Wasserseite p_{max} (einschließlich des Scherwiderstands im Boden) kleiner ist als der Auftriebsdruck von der Bodenseite. Dies wird nur dann möglich sein, wenn ein zeitlicher Unterschied zwischen Wasserseite und Bodenseite vorliegt, d.h. der Druck auf der Wasserseite schon wieder gefallen ist, während er auf der Bodenseite noch in voller Größe vorhanden ist oder aber der Druck in der Spalte größer wird als der auslösende Druck p_{max} von außen (vgl. Bollaert & Schleiss, 2001).

Als *Widerstand* wird die Druckspannung p_R angesetzt, die aus dem Eigengewicht $G \cdot \cos \alpha$, dem Scherwiderstand im Spalt und in der Scherfuge des angesetzten Bodenelements (Breite b , Höhe d , Tiefe l_E) entsteht. Die folgenden Vereinfachungen sollen hierbei gelten:

- der Spalt ist bereits vorhanden bis in eine Tiefe d (Stärke der Kleischicht);
- durch den aufwärts gerichteten Druck wird ein Scherwiderstand S_m mobilisiert, der durch Durchwurzelung in der Grasschicht (oberste 5-10 cm) noch deutlich verstärkt werden kann;
- sowohl der Druck auf dem Deich als auch der im Boden sollen konstant über die Ober- bzw. Unterseite des Bodenelements verteilt sein;
- der Scherwiderstand S_m wirkt allseitig um das Bodenelement (bis auf die Seite mit dem Spalt), also auch in einer möglichen Länge l_E ;

Demnach lässt sich für die Druckspannung p_R ableiten (vgl. Abb. 4.5):

$$p_R = d \cdot \left[\rho_K \cdot g \cdot \cos \alpha + \tau \cdot \left(\frac{1}{b} + \frac{2}{l_E} \right) \right] + p_{\text{max}} \quad (4-28)$$

Darin ist ρ_K die Dichte des Kleis in $[\text{t/m}^3]$; α ist die Böschungsneigung in $[\circ]$; τ ist der mobilisierte Scherwiderstand im Boden, der sich näherungsweise durch die drainierte Scherfestigkeit c_u ausdrücken lässt ($\tau \approx c_u$). Der Scherwiderstand muss jedoch erhöht werden, wenn Grasbewuchs vorhanden ist, der mit seinen Wurzeln den Scherwiderstand vergrößern wird (s. Schuppener, 1993 & 2000). Eine entsprechende Vergrößerung sollte mindestens den Wert 2,5 bis 3,0 aufweisen ($\tau \approx (2,5 \div 3,0)c_u$), wird aber hier nicht weiter berücksichtigt.

4.1.2.2 Versagen des Deckwerks (Auftrieb)

Das Versagen infolge Auftrieb unter dem Deckwerk entsteht durch eine aufwärts gerichtete hydrostatische Druckbelastung, die sich infolge des im Deichkörper vorhandenen Wassers (in Höhe des Ruhewasserspiegels) während des Wellenablaufs einstellt. Dieser Auftrieb wird

gegebenenfalls größer als das Eigengewicht der Deckwerkssteine sein und daher Steine aus dem Verbund herauslösen (Abb. 4.6)

Für die Einbeziehung der neuesten Ergebnisse über den Wellenablauf auf einer Deichböschung ist eine Überarbeitung der bisherigen Ansätze der Auftriebsstabilität nach [Pilarczyk \(1998\)](#) erforderlich (vgl. Tab. 2.1). Hierbei kann das Vorgehen wegen der Vielzahl der vorhandenen Deckwerkstypen nur prinzipiell erläutert werden. Es wird daher im Folgenden beispielhaft ein Deckwerk aus Setzsteinen betrachtet; für andere Deckwerkstypen sei z.B. auf [Bezuijen & Klein-Breteler \(1996\)](#) und [Pilarczyk \(1998\)](#) verwiesen.

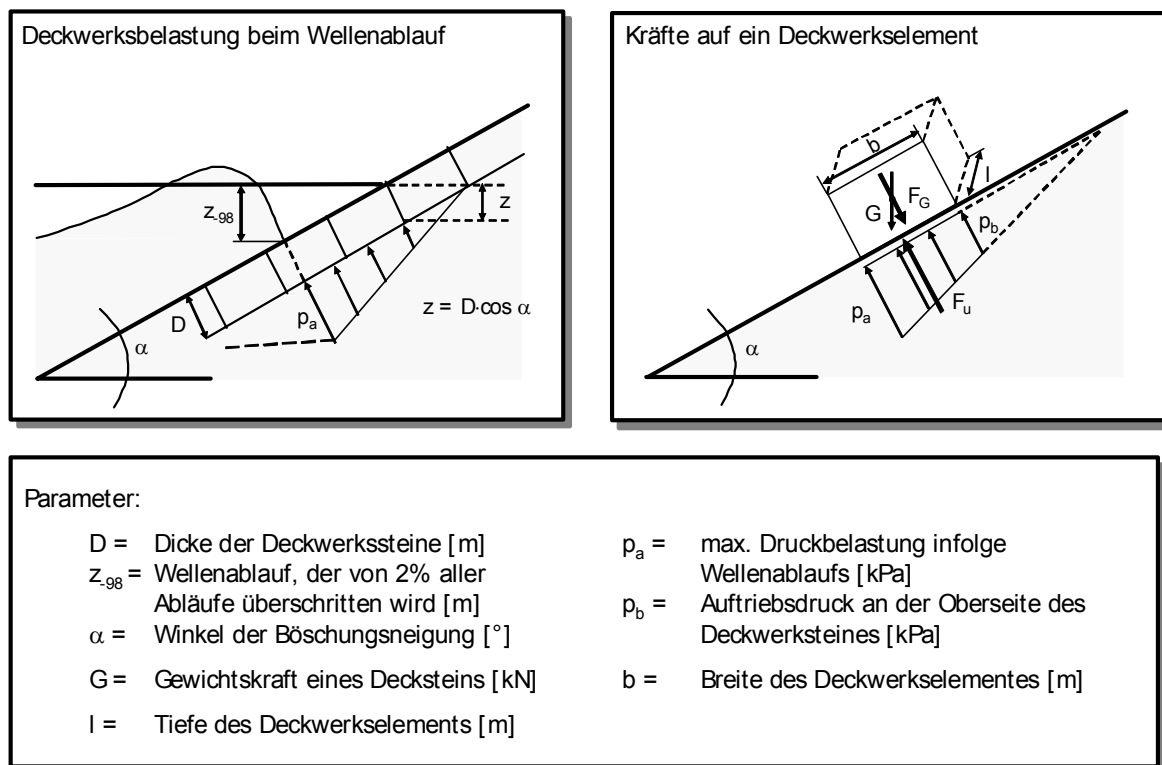


Abb. 4.6: Belastung eines Deckwerkselements durch welleninduzierten Auftrieb

Aus dem Kräftegleichgewicht senkrecht zum Deckwerk lässt sich die *Grenzzustandsgleichung* für Auftrieb ableiten:

$$z = F_G - F_u \quad (4-29)$$

Als *Belastung* wird die welleninduzierte Auftriebskraft F_u unter den Deckwerkssteinen (Breite b , Höhe D , Tiefe l) senkrecht zur Böschungsneigung angesetzt (Abb. 4.6):

$$F_u = \frac{1}{2} \cdot (p_a + p_b) \cdot b \cdot l \quad (4-30)$$

Der Auftriebsdruck p_a wird dabei durch den Wellenablauf z_{98} bestimmt. Dieser Druck kann durch den Ansatz von [Schüttertrumpf \(2001\)](#) beschrieben werden. Demnach ist:

$$\frac{z_{-98}}{H_s} = 0,7 + 0,7 \cdot \tanh(\xi_d - 2,1) \quad (4-31)$$

Darin ist z_{-98} der Wellenablauf für unregelmäßige Wellen in [m]; ξ_d ist die Brecherkennzahl (berechnet mit der mittleren Wellenperiode T_m) und H_s ist die signifikante Wellenhöhe in [m]. Daraus lässt sich der welleninduzierte Druck unter den Deckwerkssteinen p_a in Höhe des Wellenablaufs wie folgt ermitteln (vgl. Abb. 4.6):

$$p_a = \rho_w \cdot g \cdot H_s \cdot [0,7 + 0,7 \cdot \tanh(\xi_d - 2,1)] + \rho_w \cdot g \cdot D \cdot \cos \alpha \quad (4-32)$$

In Gl. (4-32) ist D die Dicke der Deckschicht in [m]; α ist die Neigung der Außenböschung am Deckwerk; ρ_w ist die Dichte des Wassers in [t/m^3] und g ist die Erdbeschleunigung in [m/s^2]. Der Druck am oberen Ende des Deckwerkselements p_b lässt sich aus geometrischen Überlegungen (Strahlensatz) wie folgt aus p_a ermitteln:

$$p_b = p_a \cdot \frac{z_{-98} + D \cdot \cos \alpha - b \cdot \sin \alpha}{z_{-98} + D \cdot \cos \alpha} \quad (4-33)$$

Die als linear angenommenen Druckverteilung führt damit zu einer Auftriebskraft F_u [kN/m], die wie folgt aus Gl. (4-30) umgeschrieben werden kann:

$$F_u = \frac{1}{2} \cdot p_a \cdot b \cdot l \cdot \left(2 - \frac{b \cdot \sin \alpha}{z_{-98} + D \cdot \cos \alpha} \right) \quad (4-34)$$

Als *Widerstand* wird die Gewichtskraftkomponente $F_G = G \cdot \cos \alpha$ eines Deckwerksteines [kN/m] angesetzt, wobei α der Neigungswinkel der Deichaußenböschung ist:

$$F_G = \rho_s \cdot g \cdot D \cdot b \cdot \cos \alpha \quad (4-35)$$

4.1.3 Versagensmechanismen an der Binnenböschung des Deiches

Die Versagensmechanismen an der Binnenböschung des Deiches führen zum Versagen der Binnenböschung und bilden wie auch schon die Versagensmechanismen an der Außenböschung eine Vorstufe zum Deichbruch. Zu diesen Mechanismen gehören die Geschwindigkeit des überlaufenden bzw. überströmenden Wassers, die Erosion der Gras- und der Kleischicht, die Infiltration und die Durchströmung des Deichkörpers, der Auftrieb und das Abrutschen der Kleischicht auf der Binnenböschung, der Böschungsbruch und die Gesamterosion des Sandkerns (s. Abschnitt 4.1.1.3). Ein genereller Überblick über diese Mechanismen ist bereits in Tabelle 2.1 gegeben worden. Hier müssen die Verfahren für Erosion der Gras- und der Kleischicht, sowie für die Infiltration und Durchströmung des Deichkörpers noch verbessert werden, während alle anderen o.a. Versagensmechanismen in Anlage C zusammengefasst sind.

4.1.3.1 Erosion der Grasnarbe

Die Grasnarbe auf der Binnenböschung des Deiches wird durch die Geschwindigkeit des überlaufenden bzw. überströmenden Wassers erodiert. Der Versagensmechanismus „Erosion

der Grasnarbe“ beschreibt die Dauer dieses Erosionsprozesses bis zur vollständigen Erosion (Abb. 4.7).

Die *Grenzzustandsgleichung* lässt sich unter der Bedingung, dass Wellenüberlauf eintritt, wie folgt festlegen:

$$z = t_{R,G} - t_s \quad (4-36)$$

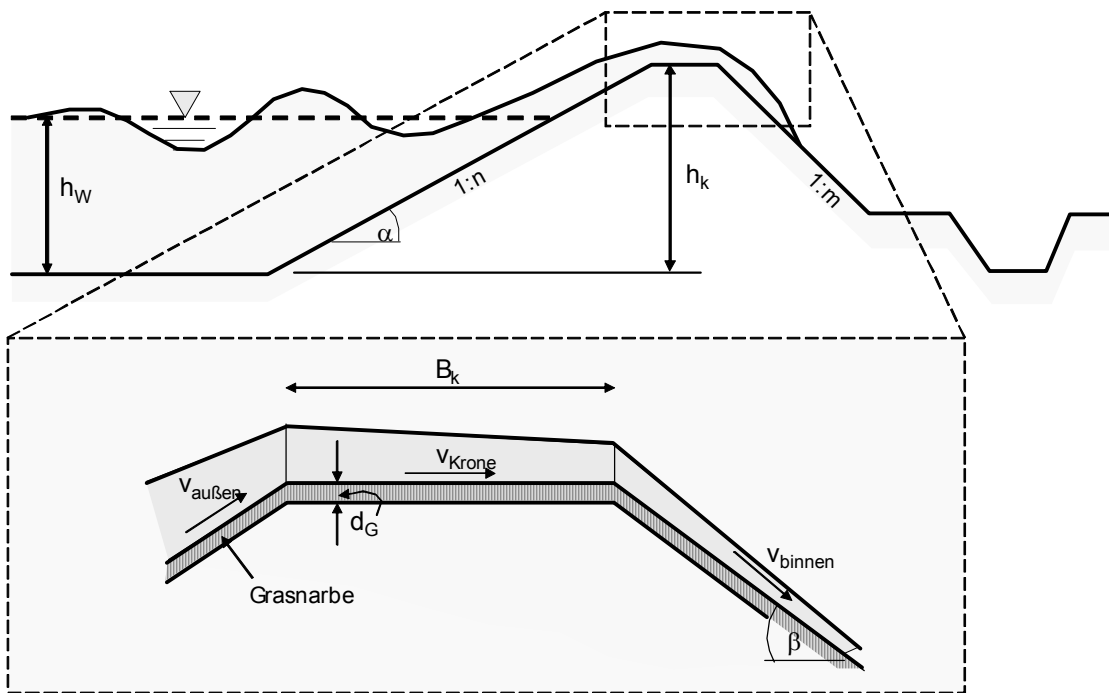


Abb. 4.7: Definitionsskizze zur Erosion der Grasnarbe durch Wellenüberlauf und Überströmung auf der Binnenböschung

Als *Belastung* des Deiches wird hierfür die gesamte Sturmflutdauer t_s angesetzt⁵⁾. Wirkt diese Belastung länger als die Erosionsdauer $t_{R,G}$, versagt die Grasschicht, anderenfalls liegt kein Versagen vor.

Als *Widerstand* wird die Erosionsdauer der Grasnarbe $t_{R,G}$ angesetzt, die die Zeit bis zur vollständigen Erosion der Grasnarbe beschreibt. Für die Beschreibung dieser Erosionsdauer liegen jedoch bisher keine expliziten Ansätze vor. Grundsätzlich kann davon ausgegangen werden, dass eine intakte Grasnarbe keine oder nur geringe Schäden während des Verlaufs einer Sturmflut zulässt (TAW, 1995; Laustrop et al., 1990). Aus Verletzungen der Grasnarbe (Wühlhöcher von Tieren, Bewuchs durch Bäume, Zaunpfähle, etc.) kann jedoch immer eine großflächige Erosion erwachsen.

⁵⁾ die Belastung entspricht eigentlich dem Anteil der Sturmflutdauer, bei der Wellenüberlauf bzw. Überströmen eintritt. Vereinfachend wird hier wie beim Versagensmechanismus „Deichbruch“ die gesamte Sturmflutdauer angesetzt. Die Reduktion dieser Belastung wird in Abschnitt 7.7 behandelt.

Für die Außenböschung des Deiches liegt jedoch eine Grenzzustandsgleichung vor (Tab. 2.1), in der die Erosionsdauer empirisch als eine Funktion der Wellenhöhe H_s [-], der Grasqualität q_G [-] und der Dicke der Grasnarbe d_G bestimmt wird. Die Dicke der Grasnarbe d_G wird dabei bis zur Unterkante der Wurzeln (s. [Verheij et al., 1998](#)) und als eigener Eingangsparameter festgelegt, im Weiteren wird von einer Grassdicke $d_G = 5\text{cm}$ ausgegangen. Bei sonst gleichen Bedingungen auf der Binnen- und Außenböschung (gleiche Grasqualität und gleiche Dicke der Grasschicht) bleibt das Verhältnis zwischen Erosionszeit $t_{R,G}$ und Geschwindigkeit v des überlaufenden Wassers gleich⁶⁾. Damit ergibt sich:

$$t_{RG} \propto \frac{1}{v} \Rightarrow t_{RG} \cdot v = \text{konst.} \quad (4-37)$$

Damit folgt im Vergleich zwischen Binnen- und Außenböschung::

$$(t_{RG} \cdot v)_{\text{außen}} = (t_{RG} \cdot v)_{\text{binnen}} \quad (4-38)$$

Die Dauer der Grasnarbenerosion $t_{R,G}$ auf der Binnenböschung kann daraus wie folgt abgeleitet werden:

$$t_{RG,\text{binnen}} = t_{RG,\text{außen}} \cdot \frac{v_{\text{außen}}}{v_{\text{binnen}}} \quad (4-39)$$

Gl. (4-39) verwendet die Erosionsdauer der Grasnarbe auf der Außenböschung $t_{RG,\text{außen}}$, die wie folgt ermittelt wird:

$$t_{RG,\text{außen}} = \frac{d_G}{\gamma_G \cdot C_E \cdot H_s^2} \quad (4-40)$$

Darin ist d_G die Dicke der Grasschicht [m] wie auf der Binnenböschung; γ_G ein Geschwindigkeitskoeffizient [-] ($\gamma_G = 2,0$ nach [Verheij et al., 1998](#)), C_E ein Parameter zur Beschreibung der Grasqualität ($3,5 \cdot 10^{-6}$ für schlechte und $5 \cdot 10^{-7}$ für gute Grasqualität, [Verheij et al., 1998](#)) und H_s die signifikante Wellenhöhe am Deichfuß [m].

Die Geschwindigkeit auf der Außenböschung des Deiches $v_{\text{außen}}$ lässt sich nach [Schüttrumpf & Oumeraci \(2001\)](#) wie folgt beschreiben:

$$v_{\text{außen}} = c_v \cdot \sqrt{2 \cdot g \cdot z_{98}} \quad (4-41)$$

wobei c_v ein Proportionalitätsfaktor ist [-], der experimentell zu 1,10 ermittelt wurde; z_{98} ist die Wellenaufbauhöhe [m], die nur von 2% aller Wellen überschritten wird und die nach [Schüttrumpf & Oumeraci \(2001\)](#) ermittelt werden kann. Die Geschwindigkeit auf der Binnenböschung v_{binnen} lässt sich auf der Grundlage vereinfachter Navier-Stokes- und der Kontinuitätsgleichung nach [Schüttrumpf \(2001\)](#) im Zusammenhang mit der Schichtdicke für jeden Punkt der Binnenböschung beschreiben.

⁶⁾ weil nähere Angaben fehlen, wird im Weiteren von einem linearen Verhältnis zwischen Erosionszeit und Geschwindigkeit ausgegangen, eine Überprüfung dieser Annahme muss noch erfolgen.

4.1.3.2 Erosion der Kleischicht

Nachdem die Grasnarbe erodiert ist, liegt die Kleischicht des Deiches frei und wird durch die Geschwindigkeit des überlaufenden bzw. überströmenden Wassers ebenfalls erodiert⁷⁾. Dabei werden Teile der Kleischicht aus dem Bodenverbund gelöst und mit dem überlaufenden Wasser auf der Binnenböschung abtransportiert. Die Dauer dieses Prozesses bis zum Abtrag der vollständigen Kleischicht wird in diesem Versagensmechanismus modellhaft beschrieben.

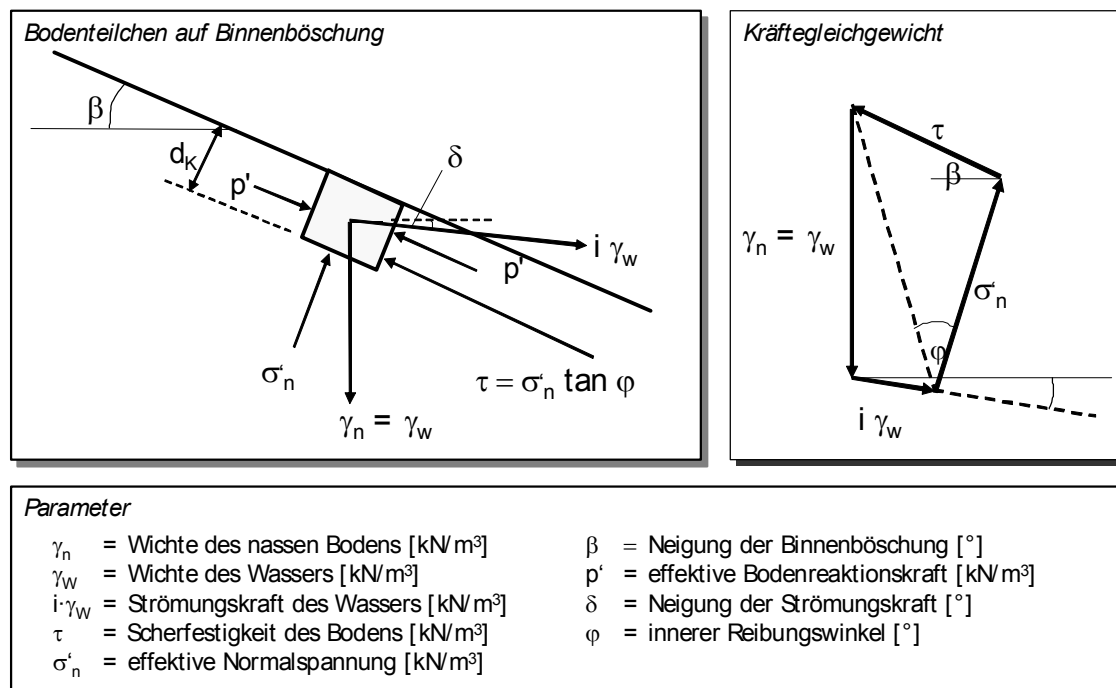


Abb. 4.8: Prinzipskizze zum Kräftegleichgewicht bei Erosion der Kleischicht (nach CUR, 1990)

Die *Grenzzustandsgleichung* für die Erosion der Kleischicht kann daher als Funktion der Erosionsdauer t_{RK} (Dauer bis zur vollständigen Erosion der Kleischicht) und der Sturmflutdauer t_s (s. auch Fußnote 5) auf S. 46) bestimmt werden:

$$z = t_{RK} - t_s \quad (4-42)$$

Darin ist die *Belastung* als Sturmflutdauer t_s angesetzt. Die bereits für die Erosion der Grasnarbe benötigte Zeit muss hier berücksichtigt werden. Da dies in einer probabilistischen Bemessung Schwierigkeiten bereitet, wird in Abschnitt 7.3 ein Verfahren vorgestellt, das diese Unzulänglichkeit löst.

Als *Widerstand* wird die Erosionsdauer der Kleischicht auf der Binnenböschung t_{RK} angesetzt, die wie folgt ermittelt werden kann (vgl. Kortenhaus & Oumeraci, 2002b):

⁷⁾ Die Prozesse laufen in Wirklichkeit nicht hintereinander ab, sondern beeinflussen sich gegenseitig. Informationen zu diesen Wechselwirkungen liegen jedoch nicht vor, so dass hier vereinfacht davon ausgegangen wird, dass die Erosion der Grasnarbe und der Kleischicht nacheinander ablaufen.

$$t_{RK} = \frac{d_K}{q_{Bem} \cdot (1 + e)} \quad (4-43)$$

Darin ist d_K die Dicke der Kleischicht auf der Binnenböschung [m], e ist die Porenzahl des Kleibodens [-] und q_{Bem} ist die bemessungsrelevante Transportkapazität des Wassers [$m^3 / (m^2 \cdot s)$], die entweder durch die Ablöserate q_{fV} [$m^3 / (m^2 \cdot s)$] oder die Transportkapazität q_s des überlaufenden bzw. überströmenden Wassers [$m^3 / (m^2 \cdot s)$] bestimmt wird:

$$q_{Bem} = \begin{cases} q_s & \text{für } q_{fV} > q_s \\ q_{fV} & \text{für } q_{fV} \leq q_s \end{cases} \quad (4-44)$$

Morgan (1980) schlägt vor, die flächenbezogene Transportkapazität q_s in Gl. (4-44) durch folgende Gleichung zu beschreiben:

$$q_s = 0,0061 \cdot q^{1.8} \cdot I_E^{1.13} \cdot k_{St}^{-0.15} \cdot d_{35}^{-1} \quad (4-45)$$

wobei q_s die flächenbezogene Transportkapazität [$m^3 / (m^2 \cdot s)$] ist; q ist die mittlere Überlaufhöhe in [$m^3 / (m \cdot s)$]; d_{35} ist der Durchmesser der Körner, der von 35% der Partikel unterschritten wird [mm]; I_E ist das Energieliniengefälle [m/m] und k_{St} ist der Stricklerbeiwert [-]. Da diese Gleichung auf der Fließformel nach Manning-Strickler beruht, ist sie für die Binnenböschung eines Seedeiches im strengerem Sinne ungültig. Da z.Zt. jedoch keine bessere Beschreibung der Transportkapazität für Wellenüberlauf vorhanden ist, wird dieses Modell zunächst verwendet. Inhomogenitäten und Anisotropien werden ebenfalls nicht erfasst.

Die volumenbezogene Ablöserate q_{fV} [$m^3 / (m^2 \cdot s)$] in Gl. (4-44) lässt sich mit Hilfe des Ansatzes nach Rose et al. (1983) ermitteln, bei dem die Ablöserate q_f [$kg / (m^2 \cdot s)$] als eine lineare Funktion der Sohlschleppspannung τ_0 und der Scherfestigkeit τ_s des Bodens ist.

$$q_f = 0,276 \cdot \eta_G \cdot (\tau_0 - \tau_s) \quad (4-46)$$

wobei η_G die Effizienz des Geschiebefrachttransports [-] ist, für sandigen Boden kann $\eta_G = 0,13$ gesetzt werden (Rose et al., 1983); τ_0 ist die Sohl-Schleppspannung der Strömung [kN/m^2]:

$$\tau_0 = \rho_w \cdot g \cdot I_E \cdot h_B \quad (4-47)$$

wobei ρ_w die Dichte des Wassers [t/m^3] ist; g ist die Erdbeschleunigung in [m/s^2]; I_E ist das Energieliniengefälle [m/m], für das hier die Böschungsneigung angesetzt werden kann und h_B ist die Schichtdicke der Strömung auf der Binnenböschung in [m]. Die Scherfestigkeit des Bodens kann durch das Stoffgesetz von Mohr-Coulomb definiert werden:

$$\tau_s = c' + \sigma' \cdot \tan \varphi' \quad (4-48)$$

wobei c' die wirksame Kohäsion [kN/m^2] ist; σ' ist die wirksame Normalspannung auf der Spannungsfläche [kN/m^2], an der Oberfläche gilt $\sigma' = 0$ und φ' ist der wirksame Winkel der inneren Reibung [°]. Der Widerstand des Bodens gegen Erosion wird in diesem Fall nur durch den Kohäsionsanteil c' gewährleistet, da der Reibungsanteil $\sigma' \cdot \tan \varphi \approx 0$ angesetzt wird. Das

Gleichsetzen der Gleichungen (4-47) und (4-48) ergibt eine kritische Schichtdicke auf der Binnenböschung, die mindestens erreicht werden muss, damit Erosion einsetzt⁸⁾.

$$h_{B,krit} = \frac{c'}{\rho_W \cdot g \cdot I_E} \quad [\text{m}] \quad (4-49)$$

4.1.3.3 Infiltration

Das Versagen für den Versagensmechanismus „Infiltration“ ist als Überschreiten der für das Infiltrieren der Kleischicht benötigten Dauer definiert (Abb. 4.9). Infiltriertes Wasser im Deich führt bei den anstehenden Böden zu einer Veränderung des Wassergehalts, so dass bei kohäsiven Böden die Scherfestigkeit herabgesetzt wird und es u.a. zum lokalen Versagen der Böschung kommen kann. Die Infiltration wird daher als eine wesentliche Voraussetzung für das Versagen des Deiches bzw. das Auftreten anderer Versagensmechanismen (z.B. Abrutschen der Kleidecke) angesehen.

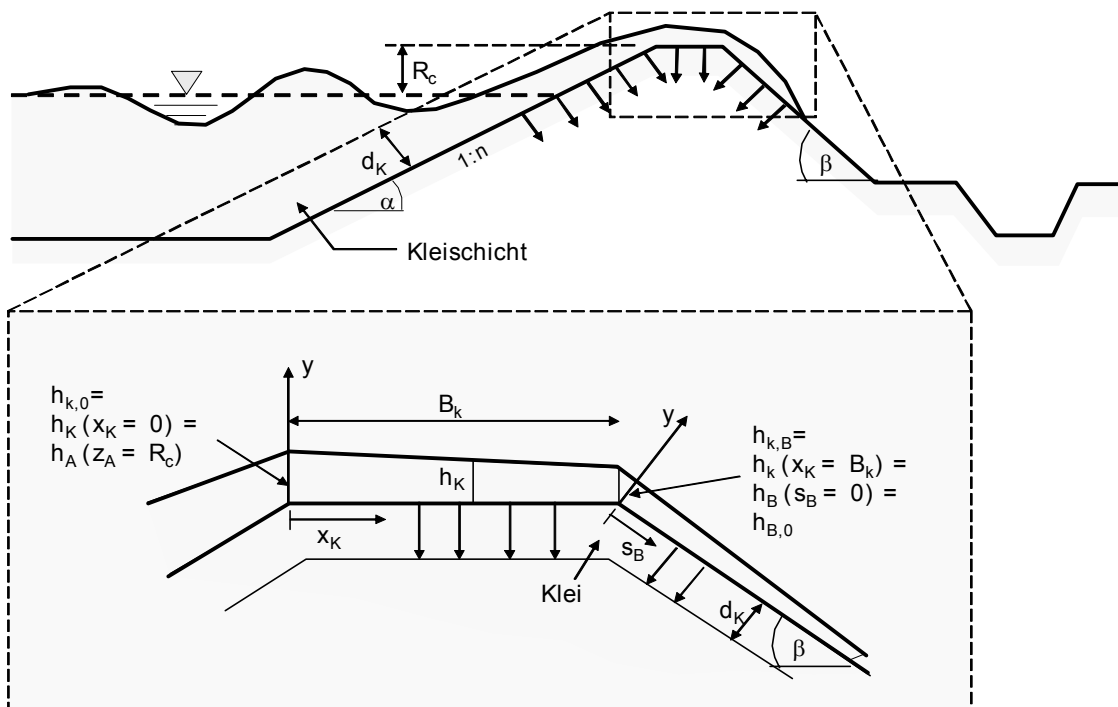


Abb. 4.9: Prinzipiskezze zum Versagensmechanismus „Infiltration“

Die *Grenzzustandsgleichung* für den Versagensmechanismus „Infiltration“ lässt sich als Funktion der Zeit t_{inf} ansetzen, die für das Infiltrieren der Deckschicht benötigt wird:

$$z = t_{inf} - t_s \quad (4-50)$$

⁸⁾ Die vorhandene Schichtdicke lässt sich nach [Schüttertrumpf \(2001\)](#) oder anhand der Zusammenstellung in [Kortenhaus & Oumeraci \(2002\)](#) ermitteln. Die kritische Schichtdicke ist dabei automatisch mit einer kritischen Geschwindigkeit auf der Binnenböschung verbunden, die hier aber nicht explizit angegeben werden soll. Details hierzu finden sich in [Schüttertrumpf \(2001\)](#).

Als *Belastung* wird für die zeitabhängige Grenzzustandsgleichung die Sturmflutdauer t_s angesetzt (vgl. hierzu wiederum Fußnote 5 auf S. 46).

Als *Widerstand* wird die für die Infiltration der gesamten Kleischicht der Dicke d_K benötigte Zeit t_{inf} angesetzt. Für die Ermittlung der Infiltrationsgeschwindigkeit wird zunächst ein Ansatz für die Infiltrationsgeschwindigkeit v_{inf} benötigt, der über das Gesetz nach Darcy für gesättigte Bodenzonen aus der Schichtdicke abgeleitet werden kann (Wang, 2000):

$$v_{inf} = \frac{dy}{dt} = k_a \times k_f \times \frac{h_B(t)}{y} \quad (4-51)$$

Darin ist y die Infiltrationstiefe senkrecht zur Oberfläche der Kleischicht in [m], k_a ist ein Faktor zur Berücksichtigung der ungesättigten Bodenschichten (= 4,5 nach Wang, 2000), k_f ist die Darcy'sche Filtergeschwindigkeit im Klei [m/s], die hier zunächst mit $1 \cdot 10^{-6}$ m/s angesetzt wird, wenn keine genaueren Angaben vorliegen; $h_B(t)$ ist die zeitabhängige Schichtdicke [m]. Durch Integration über die Zeit t und Auflösung nach t_{inf} ergibt sich daraus bei Annahme einer konstanten zeitlichen Verteilung der Schichtdicke des überlaufenden Wassers h_B und einer Dicke der infiltrierten Kleischicht d_K [m]:

$$t_{inf} = \frac{d_K^2}{2 \cdot k_a \cdot k_f \cdot h_B} \quad (4-52)$$

Für die Berechnung der Schichtdicke h_B wird davon ausgegangen, dass die zeitlich konstanten Maximalwerte der mittleren Schichtdicke an jeder Stelle des Deiches für eine Berechnung ausreichend sind. Auf der sicheren Seite liegend wird hier der größte Wert der Schichtdicke h_B am oberen Ende der Binnenböschung angesetzt. Die Beschreibung der mittleren Schichtdicke h_B entlang der Deichbinnenböschung kann dabei aus Schüttrumpf (2001) entnommen werden. Demnach gilt unter Annahme einer linearen Verteilung der Schichtdicke auf der Außenböschung und einigen geometrischen Beziehungen für die Deichkrone:

$$h_k = c_2^* \cdot (z_{98} - R_c) \cdot \cos \alpha \cdot \exp \left(-0,75 \cdot \frac{x_k}{B_k} \right) \quad (4-53)$$

Darin ist c_2^* ein empirisch ermittelter Parameter, der nach Schüttrumpf (2001) zu $c_2^* = 0,048$ angesetzt wird. Für den Beginn der Deichbinnenböschung gilt dann mit $x_k = B_K$:

$$h_B = 0,0227 \cdot (z_{98} - R_c) \cdot \frac{\cos \alpha}{\cos \beta} \quad (4-54)$$

wobei β der Winkel der Binnenböschung des Deiches [°] ist.

4.1.3.4 Durchströmung des Deichkörpers

Die Durchströmung eines Deiches beschreibt die Durchsickerung des Wassers durch den Deichkörper von der Seeseite auf die Landseite. Das Versagen ist als Überschreiten der benötigten Zeit definiert, die das Wasser für die Durchströmung des Sandkerns des Deiches benötigt. Vereinfachend wird hierbei die Kleischicht vernachlässigt (Vorschädigungen durch Tiere, Trocknungsrisse, Einbauten, etc.) und der Verlauf der Sickerlinie als linear angesetzt (Abb. 4.10).

Die *Grenzzustandsgleichung* beschreibt das Versagen im Sinne einer zeitlichen Überschreitung der für die Durchströmung benötigten Zeit $t_{\text{Strö}}$.

$$z = t_{\text{Strö}} - t_s \quad (4-55)$$

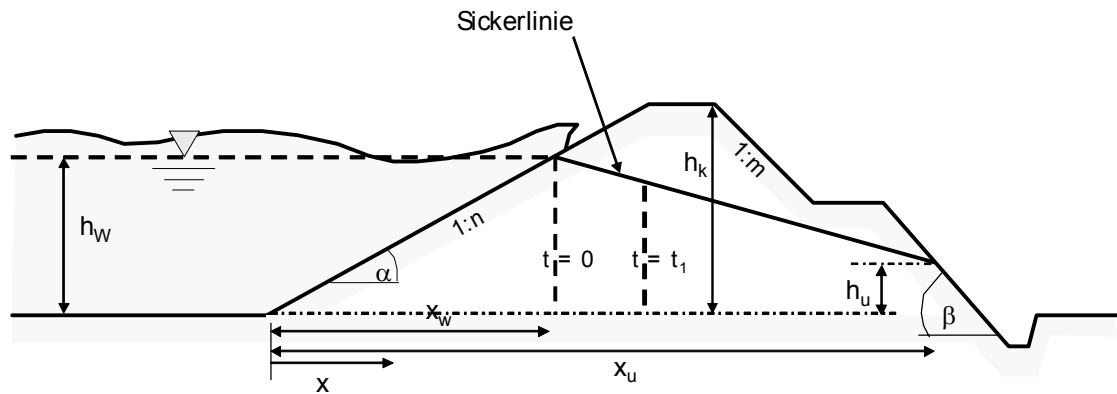


Abb. 4.10: Prinzipskizze zum Durchströmen des Deiches

Als *Belastung* wird dabei die Sturmflutdauer t_s angesetzt (vgl. hierzu wiederum Fußnote 5 auf S. 46).

Als *Widerstand* kann die Zeit bis zur vollständigen Durchströmung des Deiches auf Grundlage des Darcy'schen Filtergesetzes im Sand mit dem Luftporenanteil e_s und dem Sättigungsfaktor $f_{\text{Sätt}}$ wie folgt abgeschätzt werden:

$$t_{\text{Strö}} = \frac{e_s}{k_f \cdot f_{\text{Sätt}}} \cdot \frac{(x_u - x_w)^2}{(h_w - h_u)} \quad (4-56)$$

Dabei soll angenommen werden, dass der Sandkern des Deiches homogen und durchlässig ist. Außerdem sollen die Kleinschichten auf der Außen- und Binnenböschung nicht mehr vorhanden oder beschädigt sein, so dass das Wasser nur den Sandkern durchströmt.

In Gl. (4-56) sind x_u und x_w die x-Koordinaten des Austritts- und Startpunkts der Durchströmung [m]; k_f ist die Darcy'sche Filtergeschwindigkeit im Sand [m/s]; e_s ist der Luftporenanteil im Sand [-]; $f_{\text{Sätt}}$ ist ein Faktor zur Beschreibung des Einflusses der bereits vorhandenen Sättigung des Deiches [-], der aus großmaßstäblichen Modellversuchen ([Scheuermann & Brauns, 2001](#)) bei etwa 20% Wassergehalt im Sand (d.h. ohne Beregnung) zu 2,0 bestimmt werden kann; h_w ist der Wasserspiegel vor dem Deich und h_u ist die Austrittshöhe der Sickerlinie auf der Binnenböschung.

4.1.4 Kappensturz

Die Versagensmechanismen im Bereich Kappensturz entsprechen denen im Bereich der Binnenböschung. Das endgültige Versagen des Deiches (Vorstufe zum Deichbruch, vgl. Abschnitt 4.1.1.3) wird hier allerdings durch das Versagen der Deichkappe herbeigeführt (Abb. 4.11). Der Versagensmechanismus „Kappensturz“ beschreibt dabei das Abrutschen der

Deichkappe und wird hier im Weiteren vorgestellt. Alle anderen Versagensmechanismen sind in Anlage C zusammengestellt.

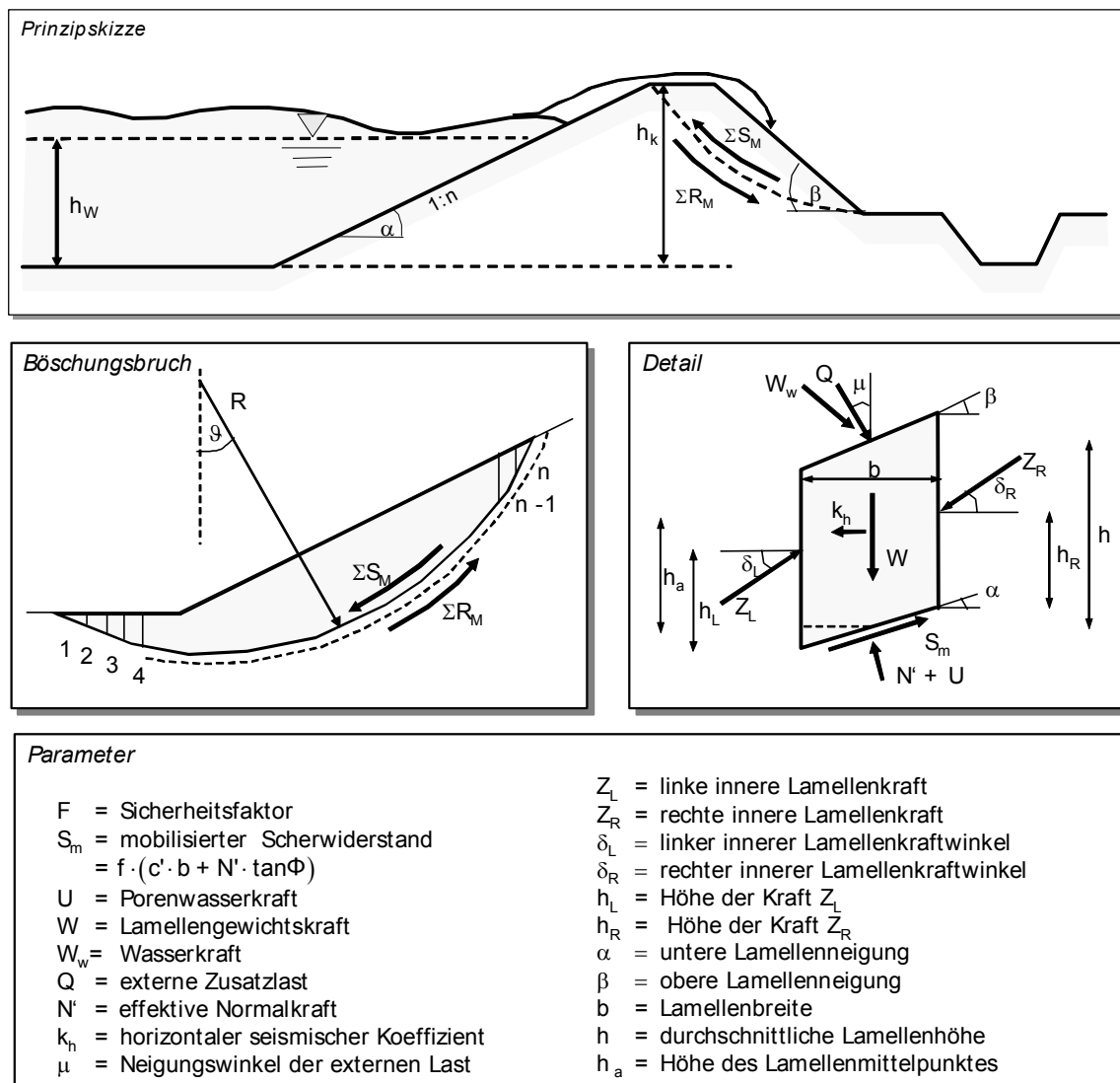


Abb. 4.11: Prinzipiskizze zum Kappensturz eines Seedeiches

Für den Versagensmechanismus „Kappensturz“ liegt noch keine modellhafte Beschreibung vor (Abschnitt 2.3). Um zu einer quantitativen Beschreibung des Versagensmechanismus zu kommen, wird vereinfacht davon ausgegangen, dass ein Kappensturz als Böschungsbruch im oberen Bereich der Böschung gerechnet werden kann. Hierfür wird angenommen, dass die Kleischicht auf der Krone noch erhalten ist und als Auflast wirkt, während die Kleischicht der Binnenböschung durch Erosion bereits abgetragen wurde. Bei der hier umgesetzten Ermittlung des Kappensturzes handelt es sich daher um einen Böschungsbruch im Sand. Hierbei sind sowohl gerade Gleitflächen als auch Gleitkreise denkbar. Da für den Böschungsbruch der gesamten Böschung bereits der Ansatz nach Bishop verwendet wird, wird hier ebenfalls dieses Verfahren angewendet. Hierfür gelten die folgenden Annahmen:

- homogene Bodenverhältnisse im Deich;
- Berücksichtigung der Sickerlinie durch den Deich;
- Berücksichtigung der Infiltration auf der Binnenböschung des Deiches;
- Berücksichtigung des geänderten Scherwiderstands durch veränderten Wassergehalt;

- bei Infiltration des überlaufenden Wassers bis zum Gleitkreis wird für den Sand eine scheinbare Kohäsion in der Größenordnung von 10 kN/m^2 angesetzt;
- die Kleischicht wird als Auflast für den Sandkern angesetzt;
- Gleitkreise müssen deterministisch optimiert werden (d.h. der jeweils ungünstigste Gleitkreis wird vorab numerisch ermittelt);
- Gleitkreise bleiben auf die Kappe des Deiches beschränkt, um Abgrenzung zum Versagensmechanismus „Böschungsbruch“ zu gewährleisten.

Die *Grenzzustandsgleichung* für den Versagensmechanismus „Kappensturz“ lautet dann wie folgt:

$$z = \sum R_M - \sum S_M = \left(r \cdot \sum T_i \right) - \left(r \cdot \sum G_i \cdot \sin \vartheta_i \right) \quad (4-57)$$

Darin sind: $\sum R_M$ die Summe aller Widerstandsmomente gegen den Böschungsbruch $[\text{kNm/m}]$; $\sum S_M$ die Summe aller Belastungsmomente $[\text{kNm/m}]$.

Als *Belastung* wird die Summe aller Momente um den Gleitkreismittelpunkt angesetzt, die sich aus dem Eigengewicht der Lamellen des Gleitkreises wie folgt ermitteln lässt.

$$\sum S_M = r \sum G_i \cdot \sin \vartheta_i \quad (4-58)$$

Darin ist r ist der Radius des gewählten Gleitkreises $[\text{m}]$; G_i sind die Eigengewichtsanteile der Bodenlamellen des Gleitkreises $[\text{kN/m}]$ und ϑ_i sind die jeweiligen Winkel vom Mittelpunkt des Gleitkreises bis zum Mittelpunkt der Lamelle $[\circ]$.

Als *Widerstand* wird die Summe aller Widerstandsmomente um den Gleitkreismittelpunkt angesetzt, die sich aus den Scherwiderständen entlang der Bruchfuge des Gleitkreises ergeben:

$$\sum R_M = r \sum T_i = r \sum \frac{(G_i - u_i b_i) \cdot \tan \varphi_i + c_i \cdot b_i}{\cos \vartheta_i + \frac{1}{\eta} \cdot \tan \varphi_i \cdot \sin \vartheta_i} \quad (4-59)$$

mit

$$T = \frac{G \cdot \tan \varphi + c \cdot b - u \cdot b \cdot \tan \varphi}{\cos \vartheta + \sin \vartheta \cdot \tan \varphi \cdot \frac{1}{\eta}} = \frac{(G - u \cdot b) \tan \varphi + c \cdot b}{\cos \vartheta + \sin \vartheta \cdot \tan \varphi \cdot \frac{1}{\eta}} \quad (4-60)$$

wobei alle weiteren Parameter der Definitionsskizze in Abbildung 4.11 zu entnehmen sind. Der Sicherheitsfaktor η wird bei einer probabilistischen Berechnung zu 1,0 gesetzt. Damit sind die Gleichungen (4-57) bis (4-60) geschlossen lösbar.

4.1.5 Anmerkungen zu Versagensmechanismen im Inneren des Deiches

Die Versagensmechanismen im Inneren des Deiches beschreiben die Versagensmechanismen, die im Deichinneren zum Versagen bzw. zu Vorstufen des Versagens führen. Rückschreitende Erosion (Piping) und Kontakterosion sind Versagensmechanismen im Deichinneren, wobei die Berechnungsansätze der rückschreitenden Erosion für die weitere Bearbeitung unverändert aus dem Schrifttum übernommen (Weijers & Sellmeijer, 1993) wird. Hierbei bleibt jedoch zu

berücksichtigen, dass eine Durchströmung des Deiches vorhanden sein muss, bevor rückschreitende Erosion einsetzen kann (s. Fehlerbaum in Abb. 2.9).

Für die Grenzzustandsgleichung „Kontakterosion“ sind zwei zusätzliche Kriterien zu berücksichtigen, um den Versagensast zu vervollständigen (vgl. Abb. 4.1):

- Strömung: Kontakterosion kann nur auftreten, wenn die Durchströmung des Deiches vorhanden ist (Abb. 2.9);
- Schichtgrenze: Kontakterosion tritt nur an Schichtgrenzen zwischen gröberem und feinerem Material auf, also z.B. die Schichtgrenze zwischen Kleidecke und Sandkern oder bei vorhandenen Deicherweiterungen und damit im Deich enthaltenen Altdeichen

Beide Kriterien können in einem Fehlerbaum des Deiches erfasst werden. Das Kriterium „Strömung“ kann dabei durch den vorgeschalteten Versagensmechanismus „Durchströmung“ und die Bedingung „Schichtgrenze“ durch das Vorhandensein von Schichtgrenzen auf oder unterhalb der Sickerlinie abgefragt werden. Dabei werden die Schichtgrenzen zwischen Kleidecke und Sandkern nicht berücksichtigt, da sie durch andere Versagensmechanismen erfasst sind (z.B. hangparalleles Gleiten auf der Binnenböschung). In einem homogenen Deich wird der Versagensmechanismus „Kontakterosion“ daher nicht auftreten.

4.2 Zusammenfassung und Bewertung

Die Analyse des Schrifttums (Kap. 2) hat die Lücken aufgedeckt, die für eine möglichst komplette probabilistische Beschreibung des Deichversagens bis hin zum kompletten Deichbruch und der Überflutung des Hinterlandes gefüllt werden müssen. Für einige der Versagensformen (ca. 25%) fehlen die Berechnungsansätze vollständig, so dass sie hier neu entwickelt wurden. Bei weiteren Versagensformen (ca. 20%) reichten die bestehenden Bemessungsansätze nicht aus, so dass sie hier ergänzt bzw. weiterentwickelt wurden (s. Übersicht in Tab. 4.1).

Um die lückenhafte Beschreibung der „Versagensäste“ im Fehlerbaum zu ermöglichen, war es hier zunächst erforderlich, die zeitlichen Zusammenhänge bei der Zusammenstellung der Versagensmechanismen zu ignorieren. Alle zeitabhängigen Grenzzustandsgleichungen (35%) sind daher als Funktion der Sturmflutdauer t_s (Belastung) und einer zeitabhängigen Widerstandsgröße definiert worden. Für das weitere Vorgehen muss nun

- für Versagensmechanismen, die direkt von der Zeit abhängig sind, der Fehlerbaum die entstehende chronologische Reihenfolge der Versagensformen berücksichtigen. Hierfür ist eine Veränderung des Fehlerbaums und der Gesamt-Versagenswahrscheinlichkeit des Deiches zu erwarten, die in Kapitel 7 diskutiert wird.
- für alle Eingangsparameter, die von der Zeit abhängig sind, die Berechnung der Versagenswahrscheinlichkeit schrittweise erfolgen oder die zeitliche Abhängigkeit des Eingangsparameters in einem Modell erfasst werden. Dabei sind i.d.R. kürzere Belastungszeiten (z.B. Reduktion der Sturmflutdauer t_s) und damit niedrigere Versagenswahrscheinlichkeiten zu erwarten, weil in der Regel in den Modellen konservative Ansätze verwendet werden (z.B. wird der Wasserstand implizit über die Sturmflutdauer als konstant angesetzt).

Tab. 4.1: Übersicht der Grenzzustandsgleichungen für alle Versagensmechanismen (vgl. Tab. 2.1)

Nr.	Versagensmechanismus	Verweis	Bemerkungen
Globale Versagensmechanismen			
1	Überströmen	Gl. (4-1)	Verfahren nach Oumeraci et al. (1999) nur für breit-kronige Wehre, Funktion der Überstauhöhe
2	Wellenüberlauf	Gl. (4-2)	Grenzzustandsgleichung als Funktion des Freibords (vgl. Kortenhaus & Oumeraci, 2002b)
3	Deichbruch	Gl. (4-5)	Neuentwicklung auf Grundlage von Visser (1995)
4	<i>Gleiten</i>	DIN 1054 (1996)	<i>Kräftegleichgewicht</i>
Versagensmechanismen Außenböschung			
5	<i>Stabilität Deckwerk</i>	Van der Meer (1998)	<i>beispielhaft für Deckwerkstypen nach Van der Meer</i>
6	Druckschläge	Gl. (4-26)	Neuentwicklung auf Grundlage theoretischer Überlegungen und vereinfachter Annahmen
7	Auftrieb Deckwerk	Gl. (4-29)	Anpassung bestehender Verfahren (Pilarczyk, 1998) mit Wellenablauf nach Schüttrumpf (2001) ; beispielhaft für Setzsteine entwickelt
8	<i>Geschw. Wellenauflauf</i>	Schüttrumpf & Oumeraci (2001)	<i>Geschwindigkeit $v_{0,98}$, die nur von 2% aller Messungen überschritten wird</i>
9	<i>Erosion Grasnarbe</i>	Verheij et al. (1998)	<i>Abgleich mit großmaßstäblichem Modellversuch nach Smith et al. (1994)</i>
10	<i>Erosion Kleischicht</i>	Infram (2000b)	
11	<i>Klifferosion</i>	Kortenhaus & Oumeraci (2002b)	<i>Erweiterungen und Anpassung nach Infram (2000b)</i>
12	<i>Böschungsbruch</i>	DIN 4084 (1996)	<i>Sickerlinie zusätzlich berücksichtigt</i>
Versagensmechanismen Binnenböschung			
13	<i>Geschw. Überströmen</i>	Kortenhaus & Oumeraci (2002b)	<i>abgeleitet nach Schüttrumpf (2001)</i>
14	<i>Geschw. Wellenüberlauf</i>	Kortenhaus & Oumeraci (2002b)	<i>vereinfacht nach Schüttrumpf (2001)</i>
15	Erosion Grasnarbe	Gl. (4-36)	abgeleitet von Erosion Außenböschung über Geschwindigkeiten (vgl. auch Infram, 2000a)
16	Erosion Kleischicht	Gl. (4-42)	abgeleitet nach Richwien & Weißmann (1999)
17	Infiltration	Gl. (4-50)	abgeleitet nach Weißmann (1999) und Wang (2000)
18	Durchströmung	Gl. (4-55)	einfacher Ansatz auf Grundlage von großmaßstäblichen Versuchen nach Scheuermann & Brauns (2001)
19	<i>Auftrieb Klei</i>	Richwien & Weißmann (1999)	
20	<i>Abrutschen Klei</i>	Richwien & Weißmann (1999)	
21	<i>Böschungsbruch</i>	DIN 4084 (1996)	<i>Sickerlinie und Infiltration zusätzlich berücksichtigt</i>
22	Gesamterosion	Gl. (4-4)	Neuentwicklung auf Grundlage von Visser (1995)
Versagensmechanismen Kappensturz			
23	Kappensturz	Gl. (4-57)	Ansatz auf Grundlage der DIN 4084 (1996)
Versagensmechanismen im Deichinneren			
24	<i>rückschreitende Erosion</i>	Weijers & Sellmeijer (1993)	<i>Verfahren mit Erweiterungen nach Van Loon (2001), Anmerkungen nach Abschnitt 4.1.5</i>
25	<i>Kontakterosion</i>	De Mello (1975)	<i>Anmerkungen nach Abschnitt 4.1.5</i>

Eine Übersicht der Versagensformen, die hier berücksichtigt werden, ist in Tabelle 4.1 dargestellt. Verweise und Anmerkungen zu den dazugehörigen Grenzzustandsgleichungen, wie sie zur Implementierung des probabilistischen Bemessungskonzepts herangezogen werden, sind ebenfalls angegeben. Die Versagensformen, für die die Grenzzustandsgleichungen bereits vorliegen, sind in der Tabelle kursiv gedruckt und in Anlage C zusammenfassend dargestellt worden. Für die anderen gelten die in diesem Kapitel neu entwickelten oder angepassten Grenzzustandsgleichungen.

Die Beschreibung der Versagensmechanismen eines Seedeiches ist auf der Grundlage vorhandener Verfahren aus dem Schrifttum und durch eigene theoretische Ergänzungen vervollständigt worden, so dass die Beschreibung des Gesamtversagens bis hin zum Deichbruch möglich ist. Dabei sind insbesondere die folgenden Versagensmechanismen beschrieben worden:

- globale Versagensmechanismen: Überströmen und Wellenüberlauf (umformuliert und erweitert); Deichbruch (erweitert)
- Versagensmechanismen an der Außenböschung: Druckschläge und Auftrieb unter Deckwerkssteinen (neu entwickelt)
- Versagensmechanismen an der Binnenböschung: Erosion der Gras- und Kleischicht (erweitert und angepasst), Infiltration (erweitert), Durchströmung (neu entwickelt)
- Kappensturz: der Versagensmechanismen „Kappensturz“ wurde neu entwickelt
- Versagensmechanismen im Inneren des Deiches: rückschreitende Erosion und Kontakt-erosion (erweitert durch Versagensbedingungen)

Die hier weiter bzw. neu entwickelten Verfahren müssen alle noch verifiziert werden, da sie auf eigenen theoretischen Herleitungen bzw. Gesetzmäßigkeiten beruhen oder aus dem Schrifttum abgeleitet wurden. Die Verfahren sollten daher nicht ohne weitere Untersuchungen auf andere Anwendungsfälle übertragen werden.

Die Untersuchung hinsichtlich der Grenzzustandsgleichungen hat die Bedeutung der chronologischen Abfolge der Versagensmechanismen unterstrichen, diese müssen bei der Berechnung der Gesamt-Versagenswahrscheinlichkeit mit Hilfe des Fehlerbaumes (Kap. 7) genauer untersucht und berücksichtigt werden. In bisherigen Untersuchungen sind bisher nur wenige Versagensformen für die Bemessung eines Seedeiches untersucht worden, so dass auch die zeitliche Abfolge demnach bisher nicht relevant war. Demnach muss hier also sowohl die Bedeutung der Berücksichtigung aller Versagensmechanismen (Abschnitt 7.2) als auch ihrer zeitlichen Abfolge (Abschnitt 7.3) aufgezeigt werden.

Im Folgenden sollen zunächst die Unsicherheiten der Eingangsparameter und der verwendeten Modelle diskutiert werden, die zusammen mit den jetzt zur Verfügung stehenden Grenzzustandsgleichungen die Grundlage für die weitere probabilistische Berechnung liefern.

5 – Unsicherheiten der Parameter und Modelle



5 Unsicherheiten der Parameter und Modelle

Sowohl die Modelle zur Beschreibung der Prozesse, ihre Wechselwirkungen und Versagensmechanismen (vgl. Abb. 2.1) als auch die entsprechenden Eingangsparameter sind mit Unsicherheiten behaftet (vgl. Abb. 2.4 bzw. Abschnitt 2.5). Hauptziel dieses Kapitels ist es daher, die erforderlichen Verfahren zur Abschätzung dieser Unsicherheiten zu diskutieren und sie für die Bestimmung der Unsicherheiten der Eingangsparameter und Modelle für Seedeiche anzuwenden. Das Vorgehen hierzu ist in Abbildung 5.1 dargestellt.

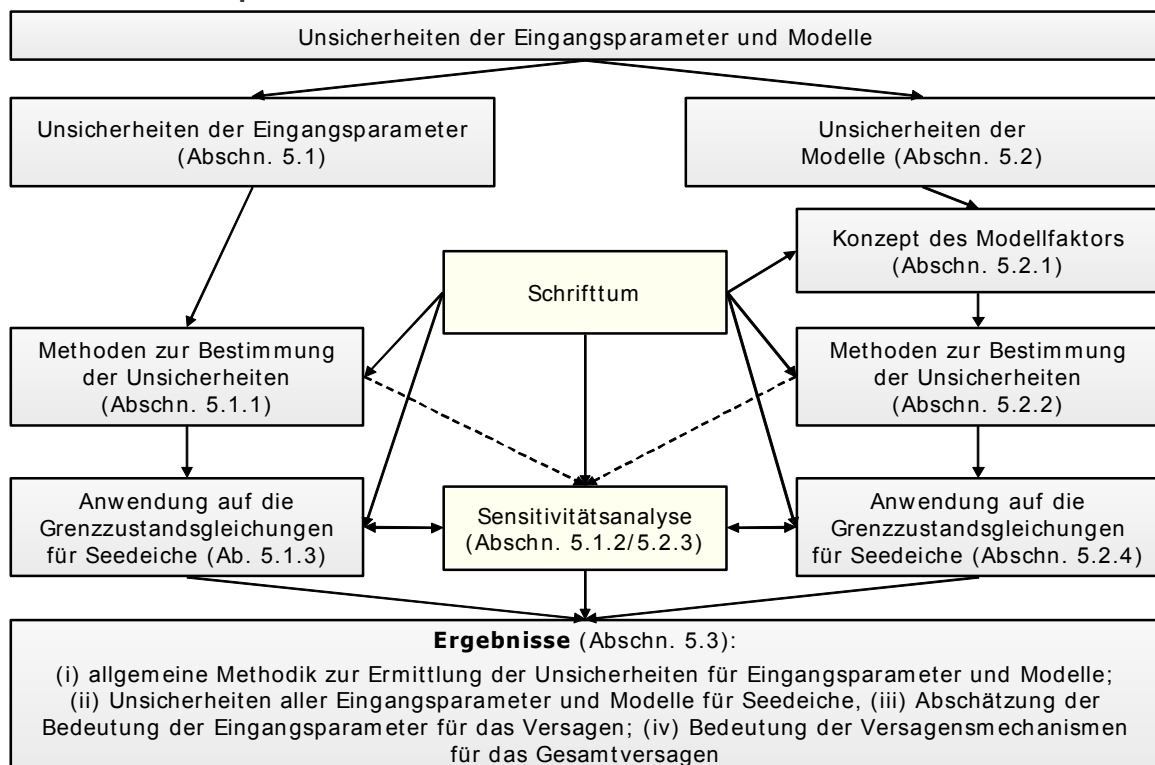


Abb. 5.1: Vorgehen bei der Bestimmung der Unsicherheiten der Eingangsparameter und Modelle

Abbildung 5.1 zeigt, dass ein grundsätzlicher Unterschied zwischen den Unsicherheiten der Eingangsparameter (Abschnitt 5.1) und der Modelle (Abschnitt 5.2) besteht. Für die Unsicherheiten der Eingangsparameter werden dabei die erforderlichen Methoden zusammengestellt und anhand des fiktiven Beispieldeiches wird eine Sensitivitätsanalyse durchgeführt. Für die Unsicherheiten der Modelle wird ein einheitliches Vorgehen anhand eines Modellfaktors erläutert, die Methoden zur Beschreibung der Modellunsicherheit werden vorgestellt und ebenfalls anhand einer Sensitivitätsanalyse auf den fiktiven Beispieldeich angewendet. Eine Zusammenfassung der Ergebnisse schließt das Kapitel ab.

5.1 Unsicherheit der Eingangsparameter

Unter „Eingangsparametern“ versteht man die für die Berechnung der Grenzzustandsgleichungen benötigten Einflussgrößen. Die Unsicherheiten dieser Eingangsparameter (zur Defi-

nition siehe Abschnitt 2.5.1) wird bei der probabilistischen Bemessung durch eine statistische Verteilung jedes stochastischen Eingangsparameters beschrieben, sie umfassen dabei die inhärenten und die Datenunsicherheiten nach Abb. 2.4.

Zunächst werden kurz die wesentlichen Methoden beschrieben, wie die Unsicherheiten der Eingangsparameter bestimmt werden können (Abschnitt 5.1.1). Daran anschließend wird eine Sensitivitätsanalyse durchgeführt und bewertet, die auf deterministischer Grundlage für den fiktiven Beispieldeich die Bedeutung der Eingangsparameter aller Versagensmechanismen quantifiziert (Abschnitt 5.1.2). Abschließend werden die Unsicherheiten der im Weiteren verwendeten Eingangsparameter vorgestellt.

5.1.1 Methoden zur Beschreibung der Unsicherheiten der Eingangsparameter

Angaben zu Unsicherheiten der Eingangsparameter erfolgen (i) durch Mittelwerte und Standardabweichungen, (ii) durch Variationskoeffizienten und (iii) durch statistische Verteilungsfunktionen. Der arithmetische Mittelwert der gemessenen Daten ist wie folgt definiert:

$$\mu_x = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N x_i \quad (5-1)$$

wobei N die Anzahl der Daten ist und x_i die einzelnen zur Verfügung stehenden Datenpunkte sind.

Die Standardabweichung der Daten ist dann wie folgt definiert:

$$\sigma_x = \sqrt{\frac{1}{N-1} \sum_{i=1}^N (x_i - \mu_x)^2} \quad (5-2)$$

Der Variationskoeffizient σ'_x ergibt sich daraus als Quotient aus Standardabweichung und Mittelwert der Daten wie folgt:

$$\sigma'_x = \frac{\sigma_x}{\mu_x} \quad (5-3)$$

Der Variationskoeffizient kann als relativer Wert für Vergleiche der Unsicherheiten verschiedener Parameter herangezogen werden. Er ist für eine probabilistische Auswertung alleine aber nicht ausreichend, da für die notwendige Annahme einer (Normal-)Verteilungsfunktion immer sowohl der Mittelwert als auch die Standardabweichung bekannt sein müssen.

Idealerweise wird für die Bestimmung der Datenunsicherheit jedoch die vollständige statistische Verteilungsfunktion der Daten herangezogen. Auf die hierfür zur Verfügung stehenden Methoden wurde kurz in Abschnitt 2.5.1 eingegangen. Die folgenden Bedingungen können die zur Verfügung stehenden Daten und ihre statistische Aufbereitung beeinträchtigen:

- *Berücksichtigung der physikalischen Einflüsse:* physikalische Zusammenhänge dürfen nicht vernachlässigt werden (z.B. die Beeinflussung der Wellenhöhe durch kleine Wassertiefen);
- *Homogenität der Daten:* die zu untersuchenden Datensätze müssen homogen sein (Daten brechender Wellen dürfen z.B. nicht zusammen mit Daten nicht brechenden Wellen untersucht werden, weil unterschiedliche physikalische Prozesse vorliegen).

5.1.2 Sensitivitätsanalyse

5.1.2.1 Problemstellung und Zielsetzung

Bisher liegen sehr wenige Angaben über die Unsicherheiten der Parameter vor, die in die Berechnung von Seedeichen eingehen. Deshalb erscheint es sinnvoll, sich zunächst durch Variation der Parameter innerhalb physikalisch sinnvoller Bandbreiten einen Überblick über die relative Bedeutung dieser Unsicherheiten auf die einzelnen Versagensmechanismen (vgl. Tab. 4.1) zu verschaffen. Eine derartige Sensitivitätsanalyse stellt damit einen wichtigen Schritt zwischen der deterministischen und probabilistischen Berechnung dar (Abb. 5.2). Bei der deterministischen Bemessung (Bild 1 in Abb. 5.2) werden die signifikanten Werte für Belastung S und Widerstand R gegenübergestellt. Die Sensitivitätsanalyse (Bild 2) erlaubt den Vergleich zwischen den Variationen von S und R , so dass eine Wahrscheinlichkeit als Quotient aus den Berechnungen mit Versagen zu allen Berechnungen ermittelt werden kann. Dabei wird implizit eine gleichmäßige Verteilung der Parameter angesetzt (Rechteck-Verteilung). In Bild 3 werden die wirklichen Verteilungen für R und S verwendet, so dass daraus die Versagenswahrscheinlichkeit mit Hilfe von probabilistischen Methoden berechnet werden kann.

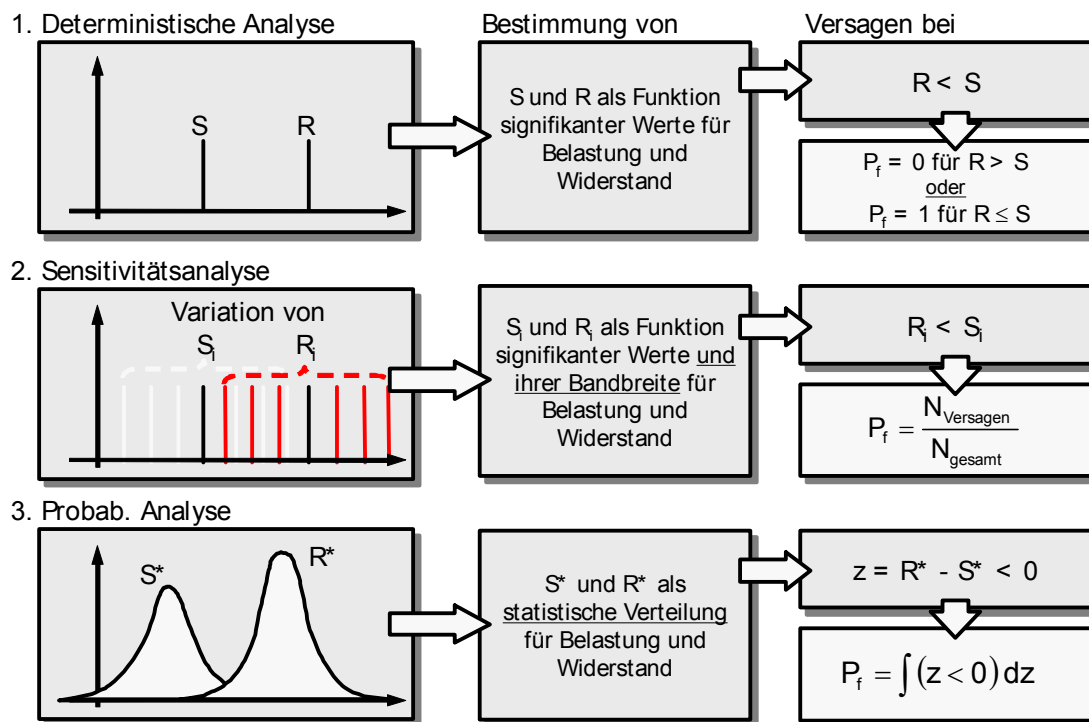


Abb. 5.2: Sensitivitätsanalyse als Zwischenschritt zwischen deterministischem und probabilistischem Ansatz

Die Sensitivitätsanalyse ermöglicht daher u.a. (i) die relevante Variationsbreiten der einzelnen Parameter zu präzisieren; (ii) Einsicht in die relative Bedeutung der Parameter zu erhalten und die Schwerpunkte für weitere Untersuchungen der Unsicherheiten der einzelnen Parameter zu identifizieren; (iii) die Grenzen der Anwendbarkeit der Modelle zu analysieren.

5.1.2.2 Variationsbreite der Eingabeparameter

Die Bandbreite der Eingangsparameter für das jeweilige Modell soll physikalisch sinnvoll gewählt werden, wobei die Extremwerte auch erfasst werden müssen. Die Extremwerte (Minimum und Maximum) der Parameter für den jeweiligen Deich werden i.d.R. aus den vorliegenden Daten, Erfahrungswerten und statistischen Extremwertanalysen ermittelt.

Bei den Parametern, für die die Unsicherheiten (Standardabweichungen) aus dem Schrifttum bekannt sind (vgl. Anlage B), wird eine Variationsbreite in der Größe der zweifachen Standardabweichung angenommen. Bei Annahme einer Normalverteilung ist diese Bandbreite des Parameters vorhanden, da ca. 95% aller Werte zwischen $\mu \pm 2 \cdot \sigma$ liegen.

5.1.2.3 Vorgehen bei der Sensitivitätsanalyse

Die Sensitivitätsanalyse wird in drei Schritten durchgeführt⁹⁾ (Abb. 5.3). Der 1. Schritt (SA 1) liefert Aussagen zur relativen Bedeutung der Versagensmechanismen, der 2. Schritt (SA 2) bestimmt die Bedeutung der einzelnen Eingangsparameter für die jeweiligen Versagensmechanismen, während im 3. Schritt (SA 3) die Bedeutung der gleichzeitigen Variation aller Eingangsparameter für einzelne Versagensmechanismen untersucht wird. Die gemeinsame Analyse aller drei Schritte erlaubt schließlich die Schlussfolgerungen für das weitere Vorgehen bei der probabilistischen Analyse.

Ziel des ersten Schrittes (SA 1) ist es, mit einer möglichst minimalen Anzahl von Rechenläufen ein erstes Ergebnis zur Bedeutung der Versagensmechanismen auf die Gesamt-Versagenswahrscheinlichkeit und eine Kontrolle der verwendeten Rechenmodelle (Grenzzustandsgleichungen) zu erhalten. Dafür wurden alle Versagensmechanismen für den jeweiligen Seedeich einbezogen und jeweils ein Eingabeparameter variiert, während alle anderen Parameter konstant (Standardwert) gehalten wurden. Die Anzahl der Variationen der Parameter ist dabei variabel. Die Versagenswahrscheinlichkeit P_f errechnet sich aus der Häufigkeit des Versagens einzelner Grenzzustandsgleichungen ($z < 0$) im Vergleich zur Anzahl aller Rechenläufe (frequentistische Wahrscheinlichkeit).

Ziel des zweiten Schrittes (SA 2) ist die Abschätzung der relativen Bedeutung der einzelnen Eingangsparameter auf die Versagensmechanismen. Für eine Auswahl der Versagensmechanismen können hier die Ergebnisse des ersten Schrittes (SA 1) verwendet werden. In SA 2 wird jeweils ein Eingabeparameter eines Versagensmechanismus in konstanten Schritten

⁹⁾ die Gründe für den Verzicht auf den 4. Schritt werden später aufgeführt

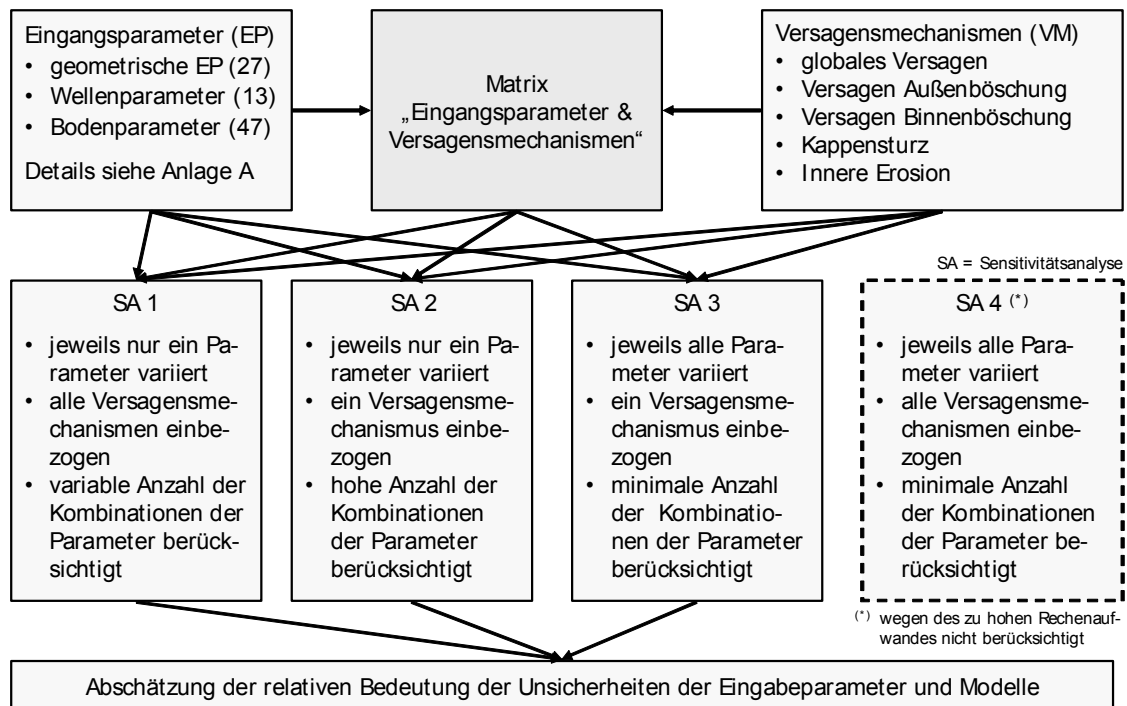


Abb. 5.3: Überblick und Durchführung der Sensitivitätsanalyse

variiert. Die konstante Schrittweite ordnet den einzelnen Variationen der Parameter eine gleiche Bedeutung (gleiche Häufigkeit des Auftretens) zu, so dass quasi eine Rechteckverteilung des Parameters verwendet wird. Die Versagenswahrscheinlichkeit ergibt sich danach wiederum aus der frequentistischen Wahrscheinlichkeit.

Ziel des zweiten Schrittes (SA 2) ist die Abschätzung der relativen Bedeutung der einzelnen Eingangsparameter auf die Versagensmechanismen. Für eine Auswahl der Versagensmechanismen können hier die Ergebnisse des ersten Schrittes (SA 1) verwendet werden. In SA 2 wird jeweils ein Eingabeparameter eines Versagensmechanismus in konstanten Schritten variiert. Die konstante Schrittweite ordnet den einzelnen Variationen der Parameter eine gleiche Bedeutung (gleiche Häufigkeit des Auftretens) zu, so dass quasi eine Rechteckverteilung des Parameters verwendet wird. Die Versagenswahrscheinlichkeit ergibt sich danach wiederum aus der frequentistischen Wahrscheinlichkeit.

Ziel des dritten Schrittes (SA 3) ist die Untersuchung der Versagensmechanismen unabhängig von den Standardwerten, dieser Schritt ist daher gleichbedeutend mit einer Ausweitung der Sensitivitätsanalyse von einzelnen Beispieldeichen auf allgemeine Seedeiche. Hierfür werden alle Eingabeparameter eines Versagensmechanismus gleichzeitig untereinander kombiniert. Dies erzeugt bei z.B. 7 Eingabeparameter mit jeweils 4 Variationen schon $4^7 (= 16384)$ Rechenläufe, steigt also vor allem mit zunehmender Anzahl von Eingabeparametern für die Versagensmechanismen deutlich an. Die Versagenswahrscheinlichkeit berechnet sich wiederum aus der frequentistischen Wahrscheinlichkeit.

Der vierte Schritt (SA 4) würde eine Kombination aller Versagensmechanismen und aller Eingabeparameter bedeuten. Dies würde zu einer Anzahl von Kombinationen führen, die bei nur drei Variationen für jeden Parameter (Minimum, Maximum, Mittelwert) und ca. 70 Parametern eine Gesamtzahl von $3^{70} (= 2,5 \cdot 10^{33})$ ergibt, wobei jeweils alle Versagensme-

chanismen berechnet werden müssen. Auf diesen Schritt muss daher aus praktischen Gründen verzichtet werden.

5.1.3 Anwendung für den fiktiven Beispieldeich

Der erste Schritt der Sensitivitätsanalyse (SA 1) führt zu folgenden Aussagen (vgl. [Kortenhaus & Oumeraci, 2002a](#)):

- **relative Bedeutung der Versagensmechanismen:** unter der Voraussetzung einer ausreichend langen Sturmflutdauer führen vor allem die Mechanismen zur Beschreibung der Erosion der Außenböschung (Graserosion, Kleierosion) sehr häufig zum Versagen (in über 90% der Fälle);
- **Kontrolle der verwendeten Rechenmodelle:** die Berechnungen der Versagensmechanismen mit unterschiedlichen Parameterkombinationen führt zu Sonderfällen, die durch entsprechende Abfragen im Programm berücksichtigt wurden (Details hierzu vgl. [Kortenhaus & Oumeraci, 2002a](#));
- **Einschränkung der Gültigkeit:** die Ergebnisse sind wesentlich von den für den untersuchten Beispieldeich vorhandenen Standardwerten abhängig, so dass Aussagen über die Variation der Parameter nur für den jeweils untersuchten Deich gelten.

Die Erweiterung zu Schritt SA 2 der Sensitivitätsanalyse macht die Bedeutung der einzelnen Eingangsparameter auf die Versagensmechanismen deutlich. Aus der Analyse der Ergebnisse lässt sich ableiten ([Kortenhaus & Oumeraci, 2002a](#)):

- **relative Bedeutung der Eingangsparameter:** der Wasserstand am Deichfuß h_w , die Wellenhöhe H_s und die Wellenperiode T_p stellen die wesentlichen Einflussfaktoren bei einem Großteil der untersuchten Versagensmechanismen dar. Variationen dieser Parameter führen dabei in über 60% der Rechenläufe zum Versagen bei dem jeweiligen Mechanismus¹⁰;
- **Bedeutung für die probabilistische Berechnung:** die konstante Anzahl von Parametervariationen (100 Variationen für jeden Parameter) und der Vergleich zu Rechteckverteilungen der Parameter lässt den Schluss zu, dass bei einer probabilistischen Berechnung der Ergebnisse ähnliche Ergebnisse zu erwarten sein werden (vgl. Abschnitt 5.1.2.1);
- **Einschränkung der Gültigkeit:** die Aussagen gelten wie beim Schritt SA 1 nur für die jeweils untersuchten Beispieldeiche, da immer nur ein Parameter gleichzeitig variiert wird

Im Schritt SA 3 erfolgt daher die Erweiterung auf beliebige Deichprofile durch die gleichzeitige Variation aller Parameter. Dabei lassen sich folgende Aussagen treffen ([Kortenhaus & Oumeraci, 2002a](#)):

- **Versagenhäufigkeit der Mechanismen:** eine Abschätzung der Häufigkeit des Versagens der einzelnen Versagensmechanismen (im Vergleich zu allen durchgeführten Rechenläufen) bestätigt grundsätzlich die Ergebnisse des Schrittes SA 1;

¹⁰ Abschnitt 2.6.1 hat gezeigt, dass die relative Bedeutung der Eingangsparameter auch durch die α -Werte (Gl. 2-14) angegeben werden kann. Bei einer Level II-Berechnung sind daher gleiche Ergebnisse hinsichtlich dieser Bedeutung der Eingangsparameter zu erwarten

- **Einschränkung der Gültigkeit:** die niedrige Anzahl der Variationen der Eingabeparameter (nur 3-4 Variationen zwischen Minimum und Maximum) reicht i.d.R. nicht aus, um eine ausreichende Genauigkeit bei der Berechnung zu erzielen.

Insgesamt hat die Sensitivitätsanalyse gezeigt, dass die relative Bedeutung der Versagensmechanismen im Bezug zu allen Rechenläufen abgeschätzt, aber wegen der geringen Anzahl der Kombinationen nicht genau bestimmt werden kann (Schritt SA 1 und SA 3). Die Kontrolle der verwendeten Rechenmodelle ist im Schritt SA 1 erfolgt und liefert eine wertvolle Aussage zu notwendigen Verbesserungen der Rechenmodelle. Die relative Bedeutung der Eingangsparameter auf die Versagenswahrscheinlichkeit ist durch den Schritt SA 2 erfolgt und ergibt für einzelne Beispieldeiche eine belastbare Aussage hinsichtlich der zu erwartenden Aussagen bei der probabilistischen Berechnung.

Als Ergebnis von Abschnitt 2.4 und 2.5 folgte, dass die Unsicherheiten der benötigten Eingabeparameter für die Modelle bisher im Schrifttum nicht genauer untersucht worden sind. Alle Beispiele im Schrifttum gehen in der Regel von Mittelwert und Standardabweichung eines Parameters mit unterschiedlichen statistischen Verteilungen aus. Eine Begründung für die Wahl der Parameter und ihrer Verteilung wird äußerst selten gegeben. Mögliche Gründe hierfür sind, dass (i) keine ausreichenden Datenmengen für die Bestimmung der Unsicherheiten vorliegen; (ii) die räumliche und zeitliche Veränderung der Parameter besonders hoch ist; oder (iii) keine pauschale Bestimmung der Parameter möglich ist (Abhängigkeit von den lokalen Besonderheiten).

In der Regel reichen die vorliegenden Datenmengen nicht aus, um die Unsicherheiten der Eingangsparameter zu ermitteln. Daher müssen diese zunächst geschätzt und der Einfluss ihrer Größe (Standardabweichung des Parameters) und ihres statistischen Verteilungstyps auf die Versagenswahrscheinlichkeit des jeweiligen Mechanismus untersucht werden. Erste Hinweise auf die zu erwartenden Ergebnisse gibt die durchgeführte Sensitivitätsanalyse. Erst dann kann die Bedeutung der Parameter und ihrer Unsicherheiten ausreichend geklärt und die Richtung für das weitere Vorgehen aufgezeigt werden. In Tabelle 5.1 sind die angenommenen oder aus dem Schrifttum abgeleiteten Unsicherheiten für die wichtigsten Eingangsparameter (entweder Standardabweichung σ oder Variationskoeffizient σ') angegeben. Weitere Parameter und Angaben zu Unsicherheiten aus dem Schrifttum finden sich in Anlage B.

Tabelle 5.1 zeigt, dass die meisten geometrischen Eingangsparameter durch einen absoluten Wert (Standardabweichung) abgeschätzt werden (die Abweichungen sind nicht abhängig vom Mittelwert der stochastischen Größe), während für Wellen- und Bodenparameter in der Regel ein relativer Wert (Variationskoeffizient) angegeben wird. Im Allgemeinen ist versucht worden, die Standardabweichung bzw. den Variationskoeffizienten und damit die Unsicherheit des Parameters eher zu groß anzusetzen, so dass eventuelle spätere Verbesserungen eine kleinere Versagenswahrscheinlichkeit für den betrachteten Versagensmechanismus berechnen.

Die meisten der in Tabelle 5.1 angegebenen Unsicherheiten mussten geschätzt werden, da Angaben aus dem Schrifttum nicht zur Verfügung stehen (vgl. Abschnitt 2.5.1 und Anlage B). Daher werden die Unsicherheiten im Folgenden variiert, um ihre relative Bedeutung quantifizieren zu können. Die Variation angegebenen Unsicherheiten und ihr relativer Einfluss auf die Versagenswahrscheinlichkeit für die einzelnen Versagensmechanismen werden dabei in Abschnitt 6.5 behandelt. Der Einfluss der Unsicherheiten der Eingangsparameter auf die Gesamtversagenswahrscheinlichkeit des Deiches werden in Abschnitt 7.6 behandelt.

Tab. 5.1: Übersicht der verwendeten Eingangsparameter und ihrer Unsicherheiten für den fiktiven Beispiel-deich

Eingangsparameter	Typ	σ	Dim.	σ'		Typ	σ	Dim.	σ'
Geometrische Param.					Kohäsion c_s	N		[kN/m ²]	0,76
Höhe Deichvorland h_t	N	0,10	[m]		Scherfestigkeit c_u	LN		[kN/m ²]	0,22
Steigung unterhalb Berme m_o	N		[-]	0,05	Kleiqualität q_c	N		[-]	0,20
Höhe der Berme h_{bfr}	N	0,20	[m]		Permeabilität Klei k_K	N		[-]	0,20
Breite der Berme B_{bfr}	N	0,15	[m]		Dicke der Grasschicht d_G	N		[m]	0,20
Steigung oberhalb Berme m_b	N		[-]	0,05	Grasqualität q_G	N		[-]	0,20
Rauhigkeitsfaktor Außenb. r_{rfr}	N	0,10	[-]		Wichte Sand g_S	N		[kN/m ³]	0,06
Höhe des Deckwerks h_r	N	0,10	[m]		Reibungswinkel Sand ϕ_S	LN		[°]	0,13
Höhe der Krone h_k	N	0,10	[m]		Sandkorndurchmesser d_{70}	N		[m]	0,15
Breite der Krone B_k	N	0,15	[m]		Permeabilität Sand k_S	N		[-]	0,30
Steigung unterhalb Berme hinten m_{bo}	N		[-]	0,05	Porosität Sand e_S	N		[-]	0,15
Höhe Berme hinten h_{bb}	N	0,20	[m]		Dichte der Sandpartikel ρ_S	N		[kg/m ³]	0,05
Breite Berme hinten B_{bb}	N	0,15	[m]		Korndurchmesser d_{c15}	N		[m]	0,25
Steigung oberhalb Berme hinten m_{bb}	N		[-]	0,05	Korndurchmesser d_{f85}	N		[m]	0,43
Höhe des hinteren Deichfußes h_{heel}	N	0,10	[m]		Zeitfaktor Druckschläge k_t	N		[-]	0,50
Dicke der Sandschicht unter dem Deich D_d	LN		[m]	0,10	Risslänge (Druckschlag) l_k	N		[m]	0,20
Wellenparameter					Druckschlagfaktor p_{imp}	LN		[-]	0,40
Wasserstand Deichfuß h_w	LN		[m]	0,15	Breite des Bodenelements b_{imp} bei Druckschlägen	N		[m]	0,70
Signifik. Wellenhöhe H_s	N		[m]	0,13	Porenzahl Klei e	N		[-]	0,28
Peak-Wellenperiode T_p	N		[s]	0,20	Korndurchmesser d_{35}	N		[m]	0,67
Wellenangriffswinkel θ	N	15,0	[°]		Deckwerk				
Sturmflutdauer t_s	LN		[h]	0,25	Durchmesser D_{n50}	N		[m]	0,05
Bodenparameter					Dichte Deckwerkssteine ρ_{oS}	N		[kg/m ³]	0,20
Schichtdicke Außenb. d_{fr}	N	0,10	[m]		Böschungsbruch				
Schichtdicke Binnenb. D_b	N	0,10	[m]		Beginn des Gleitkreises relativ zum Beginn der Böschung	N		[m]	0,20
Schichtdicke Krone d_{cr}	N	0,10	[m]		Ende des Gleitkreises relativ zum Fußpunkt der Böschung	N		[m]	0,20
Wichte des Kleis g_K	N			0,05	Radius des Gleitkreises	N		[m]	0,20
Rauhigkeit Binnenb.	N		[-]	0,10	Sickerlinie				
Strickler-Beiwert Binnenb. k_{St}	N		[m ^{1/3} /s]	0,10	Höhe des Sickerlinienaustritts h_u	N		[m]	0,50

N = Normalverteilung; LN = Log-Normal-Verteilung

weitere Parameter s. Anlage B

5.2 Modellunsicherheiten

Die Methoden zur Erfassung der Modellunsicherheiten (zur Definition siehe Abschnitt 2.5.2) hängen stark von der Art der Darstellung ab. Daher wird zunächst auf das Konzept des Modellfaktors und die verschiedenen Möglichkeiten der Auftragung der Parameter eingegangen. Anschließend werden die Methoden zur Bestimmung der Modellunsicherheiten und ihre Anwendung auf die in Tabelle 4.1 zusammengefassten Grenzzustandsgleichungen beschrieben und diskutiert.

5.2.1 Konzept des Modellfaktors und Datenauftragung

Der Modellfaktor stellt die Größe dar, mit der das durch ein Modell berechnetes Ergebnis korrigiert wird, um das tatsächliche (z.B. ein gemessenes Ergebnis) zu erhalten. Es ist somit eine stochastische „Korrekturgröße“ für das jeweilige Modell, dem somit eine statistische Verteilung zugeordnet werden kann. Für die Art dieser Korrektur gibt es (i) einen multiplikativen Ansatz; (ii) einen additiven Ansatz und (iii) einen Kombinationsansatz (Abb. 5.4), die im Folgenden erläutert werden.

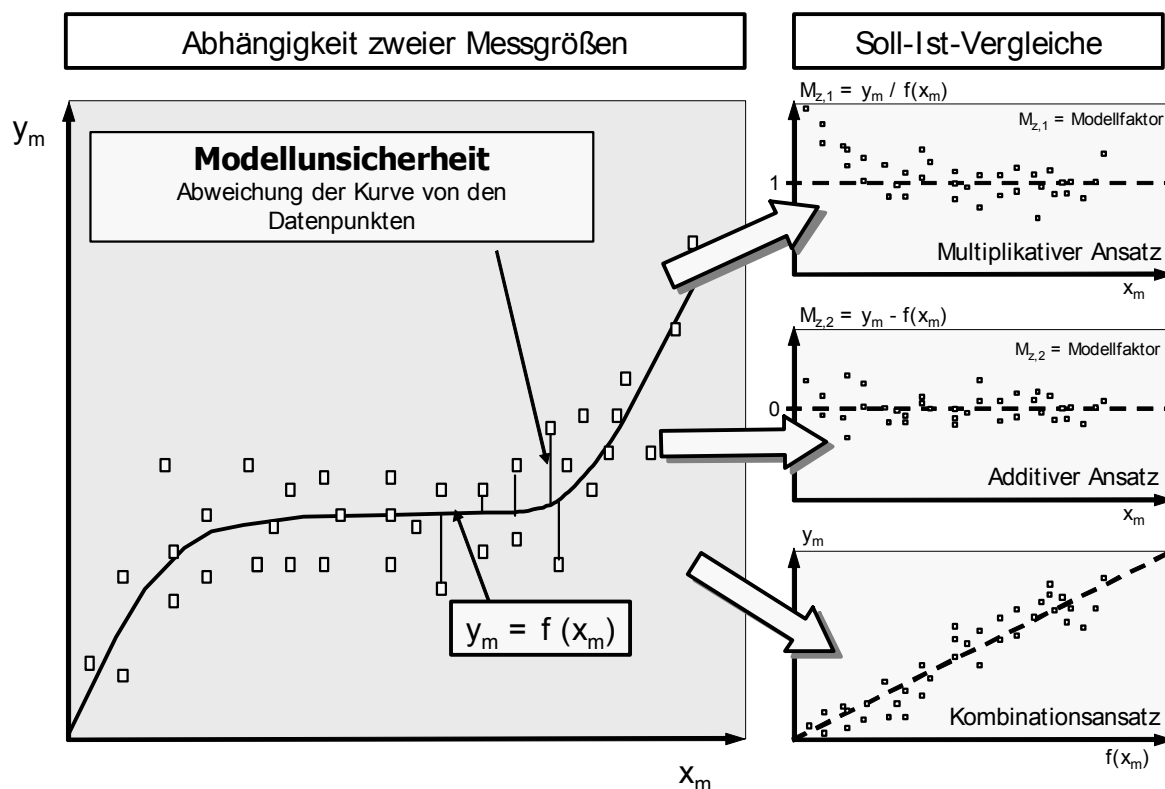


Abb. 5.4: Darstellungsmöglichkeiten und Beschreibung von Modellunsicherheiten

Beim **multiplikativen Ansatz** ist der Modellfaktor $M_{z,1}$ wie folgt definiert:

$$M_{z,1} = \frac{y_m}{f(x_m)} \quad (5-4)$$

und beschreibt die Abweichung der gemessenen Werte y_m von den berechneten Werten $f(x_m)$. Dabei steigen die Abweichungen des Modells mit größer werdenden Eingangswerten an. Der

Modellfaktor ist damit ein Maß für die Unsicherheit des Modells ($y_m = f(x_m)$), sein Mittelwert $\mu_{Mz,1}$ liegt bei $\mu_{Mz,1} = 1,0$ (siehe Bild oben rechts in Abbildung 5.4).

Beim **additiven Ansatz** ist der Modellfaktor $M_{z,2}$ wie folgt definiert:

$$M_{z,2} = y_m - f(x_m) \quad (5-5)$$

Darin wird angenommen, dass alle gemessenen Daten unabhängig von der Größe der Eingangswerte von den durch das Modell vorhergesagten Ergebnissen abweicht. Der Mittelwert des Modellfaktors $M_{z,2}$ liegt bei $\mu_{Mz,2} = 0,0$ (siehe Bild rechts in der Mitte in Abbildung 5.4).

Der **Kombinationsansatz** stellt eine Kombination der beiden vorgenannten Ansätze dar (siehe Bild rechts unten in Abbildung 5.4). Diese Darstellung erlaubt eine Regressionsanalyse des Zusammenhangs zwischen gemessenen und berechneten Werten, aus der mit Hilfe von Standardanalyse-Software die entsprechenden Unsicherheiten direkt ermittelt werden können. Dabei ist durch die Erstellung einer Regressionsgeraden sowohl ein Achsenabschnitt zu berechnen (Fehler $M_{z,2}$) als auch eine Steigung r der Geraden (Fehler $M_{z,1}$), die nahe bei 1,0 liegen sollte.

Die übliche explizite Darstellung der Korrelation physikalischer Größen und die o.g. Ansätze für den Modellfaktor ermöglichen eine Auftragung der Daten nach folgenden Typen (5.5):

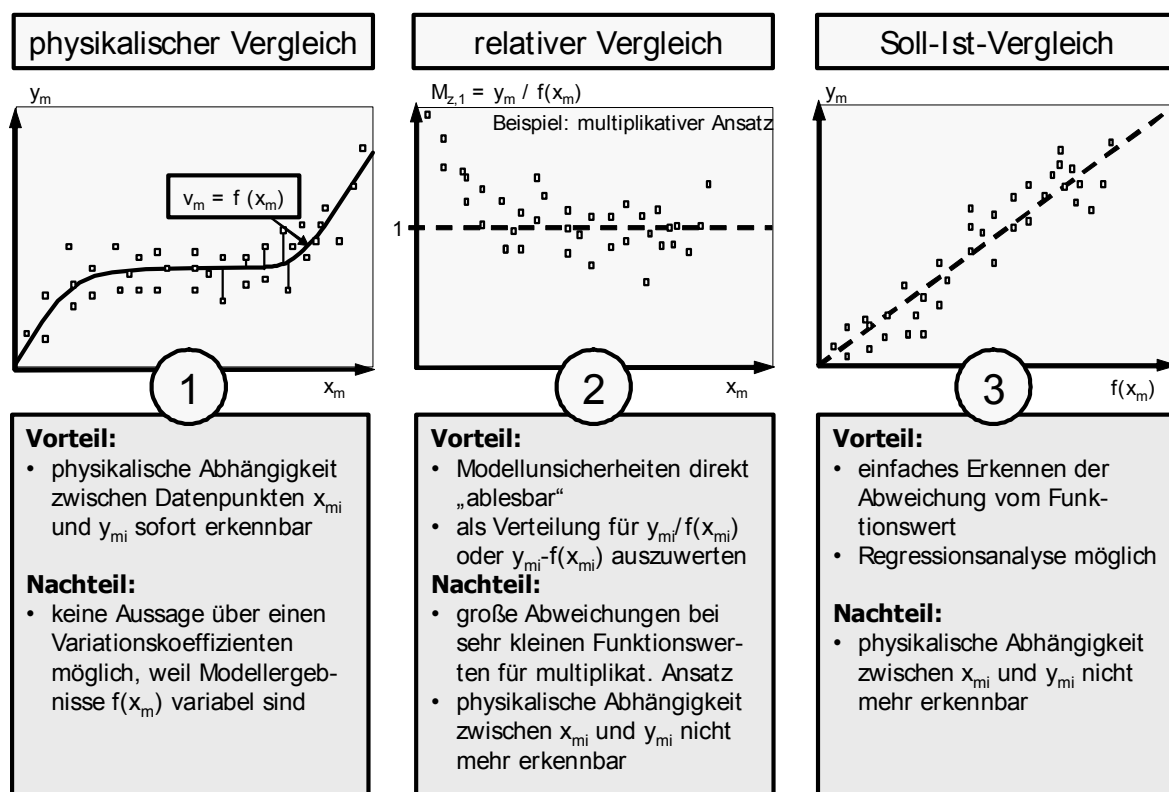


Abb. 5.5: Auftragungstypen der Daten zur Bestimmung der Modellunsicherheit mit ihren Vor- und Nachteilen

- Typ 1 (physikalischer Vergleich): Auftragung im „physikalischen Raum“ zur Erkennung der Abhängigkeiten physikalischer Parameter
- Typ 2 (relativer Vergleich)

- Typ 2a: Vergleich zwischen gemessenen Daten und Modell in Form eines Quotienten (multiplikativer Ansatz) zur Erkennung von multiplikativen Abweichungen der Daten vom Modell
- Typ 2b: Vergleich zwischen gemessenen Daten und Modell in Form einer Differenz (additiver Ansatz) zur Erkennung von additiven Abweichungen der Daten vom Modell
- Typ 3 (Soll-Ist-Vergleich): Vergleich der gemessenen Daten und des Modells zur Erkennung kombinierter Abweichungen der Daten vom Modell (Kombinationsansatz)

Eine Auftragung der Daten vom Typ 1 ist vor allem dann sinnvoll, wenn eine Korrelation physikalischer Größen identifiziert werden soll. Modellunsicherheiten sind in dieser Form der Darstellung jedoch nicht direkt ablesbar.

Beim Typ 2 ist der Modellfaktor in Form einer relativen Auftragung (hier entsprechend dem multiplikativen Ansatz) gegenüber einer physikalischen Kenngröße dargestellt. Hieraus ist eine Abweichung der gemessenen Daten vom jeweiligen Modell „ablesbar“, während physikalische Zusammenhänge nicht mehr oder nur sehr schwierig erkannt werden können. Liegt der Mittelwert $\mu_{Mz,1}$ oberhalb von 1,0, so unterschätzt das Modell die Messungen und muss angepasst werden. Für den multiplikativen Ansatz birgt die Auftragung die Gefahr, dass je nach Gültigkeitsbereich der Funktion durch sehr kleine Werte geteilt wird. Damit sind die relativen Werte sehr groß und weichen mitunter stark von Eins ab, was zu einer Verzerrung der statistischen Aussage der Unsicherheit führt.

Typ 3 erlaubt eine direkte Regressionsanalyse der Daten mit Hilfe von Standard-Software, die die Erfassung der Unsicherheiten direkt in Form von Standardabweichung und Korrelationskoeffizient ermöglichen. Die Grundlagen zur Ermittlung dieser Größen werden im nächsten Abschnitt behandelt.

5.2.2 Methoden zur Beschreibung der Modellunsicherheiten

Die Beschreibung der Modellunsicherheiten ist sehr stark von den Daten selbst und der Art der Darstellung abhängig und sollte daher in zwei Schritten untersucht werden:

- Ermittlung der physikalischen Zusammenhänge zwischen Eingangsparametern und dem Modell durch Darstellung nach Typ 1 (vgl. Abb. 5.5). Hierbei ist es sinnvoll, die Standardabweichung σ_f der Differenzen zwischen gemessenen Daten $y_{m,i}$ und Funktionswerten $f(x_{m,i})$ wie folgt anzugeben:

$$\sigma_f = \sqrt{\frac{1}{N-1} \sum_{i=1}^N (y_{m,i} - f(x_{m,i}))^2} \quad (5-6)$$

Der Variationskoeffizient σ_f' ist als Quotient aus Standardabweichung σ_f und einem Mittelwert definiert, der jedoch unterschiedlich definiert sein kann. Hierfür können entweder die Funktionswerte $f(x_{m,i})$ oder der Mittelwert der Daten $y_{m,i}$ herangezogen werden, so dass die Angabe des Variationskoeffizienten alleine nicht aussagekräftig genug ist.

- Die Ermittlung der Standardabweichung aus Typ 1 als Maß für die Unsicherheit des Modells ist aber alleine nicht ausreichend für eine probabilistische Untersuchung. Der

Einfachheit halber ist davon auszugehen, dass sich die Daten alle in Form einer Typ 3-Darstellung auftragen lassen, bei der die Regressionsgerade durch Null verläuft (d.h. einem Mittelwert, der „1“ entspricht für den multiplikativen Ansatz und einem Mittelwert von „0“ für den additiven Ansatz). Ist Letzteres nicht der Fall, liegt ein systematischer Fehler vor und das Modell ist entsprechend zu korrigieren. Unter Annahme einer allgemeinen Regressionsgeraden

$$\hat{y} = a + r \cdot \hat{x} \quad (5-7)$$

kann die Steigung „r“ der Geraden und der Achsenabschnitt „a“ berechnet werden. Entsprechend der zuvor durchgeführten Korrektur des Modells ist der Achsenabschnitt $a = 0,0$. Die Steigung „r“ der Geraden entspricht dann dem Modellfaktor $M_{z,1}$. Als Maß für die Unsicherheit des Modellfaktors, mit dem die Daten um diese Funktion streuen, kann die „Rest-Standardabweichung“ σ_ε wie folgt berechnet werden:

$$\sigma_\varepsilon = \sqrt{\frac{1}{N-2} \sum_{i=1}^N (y_{mi} - \hat{y})^2} \quad (5-8)$$

Darin bezeichnen y_{mi} die gemessenen Datenpunkte und \hat{y} ist der entsprechende Punkt der zuvor ermittelten Regressionsgerade nach Gl. (5-7).

Für die verschiedenen Typen der Modellfaktoren stehen damit einfache Ansätze zur Verfügung, die Modellunsicherheiten zu beschreiben. Sie gehen dabei in der Regel von einem multiplikativen oder additiven Modellfaktor aus, der durch einen Mittelwert und eine Standardabweichung zu beschreiben ist.

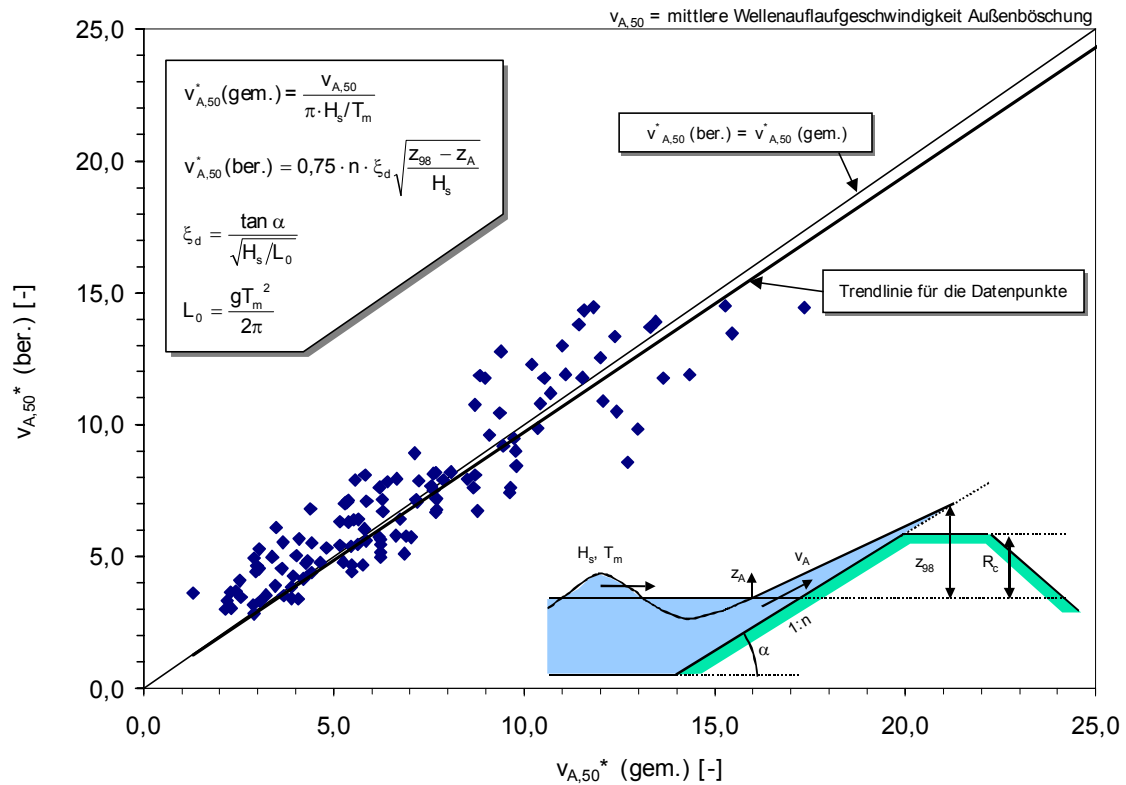
5.2.3 Anwendung auf die Grenzzustandsgleichungen für Seedeiche

5.2.3.1 Beispiel Wellenauflaufgeschwindigkeit

Am Beispiel der Wellenauflaufgeschwindigkeit soll das Konzept des Modellfaktors kurz erläutert werden (Abb. 5.6). Hierfür werden die Daten für Wellenauflaufgeschwindigkeiten auf Seedeichen nach [Schüttrumpf \(2001\)](#) verwendet und die relative Wellenauflaufgeschwindigkeit $v_{A,50}^*$ entsprechend der in Abbildung 5.6 angegebenen Gleichungen ermittelt. Die Daten werden zunächst so dargestellt, dass gemessene und berechnete relative Geschwindigkeiten gegeneinander aufgetragen werden (Auftragungstyp 3 in Abb. 5.6a)). Für eine weitere Verwendung in Form eines Modellfaktors muss noch geklärt werden, wie die Daten von der Vorhersage abweichen (additiver oder multiplikativer Ansatz). Hierfür erfolgt eine gleichzeitige Auftragung als relative Abweichung in Form des Modellfaktors $M_{z,1}$ auf der linken y-Achse (Typ 2a) und als Modellfaktor $M_{z,2}$ auf der rechten y-Achse (Typ 2b) über die relative Wellenauflaufgeschwindigkeit $v_{A,50}^*$ (Abb. 5.6b)).

Nach additivem Ansatz streuen die Daten deutlich stärker um den Mittelwert (siehe vor allem im Bereich hoher relativer Wellenauflaufgeschwindigkeiten) als bei der Darstellung nach multiplikativem Ansatz. Die Abweichung der Daten von den berechneten Werten hat daher eher einen multiplikativen Charakter (vgl. Gl. (5-4)), die Standardabweichung liegt hierfür bei 0,21. Unter der Annahme eines additiven Charakters der Abweichungen (Gl. (5-5)) wird dagegen eine Standardabweichung von 1,27 ermittelt. Diese Zuordnung (additiver oder multiplikativer Ansatz) lässt sich aus der Darstellung in Abbildung 5.6a) so nicht ablesen.

a) Vergleich zwischen berechneter und gemessener Auflaufgeschwindigkeit (Soll-Ist-Vergleich)



b) Relative Abweichung der Messergebnisse von der Berechnung (relativer Vergleich)

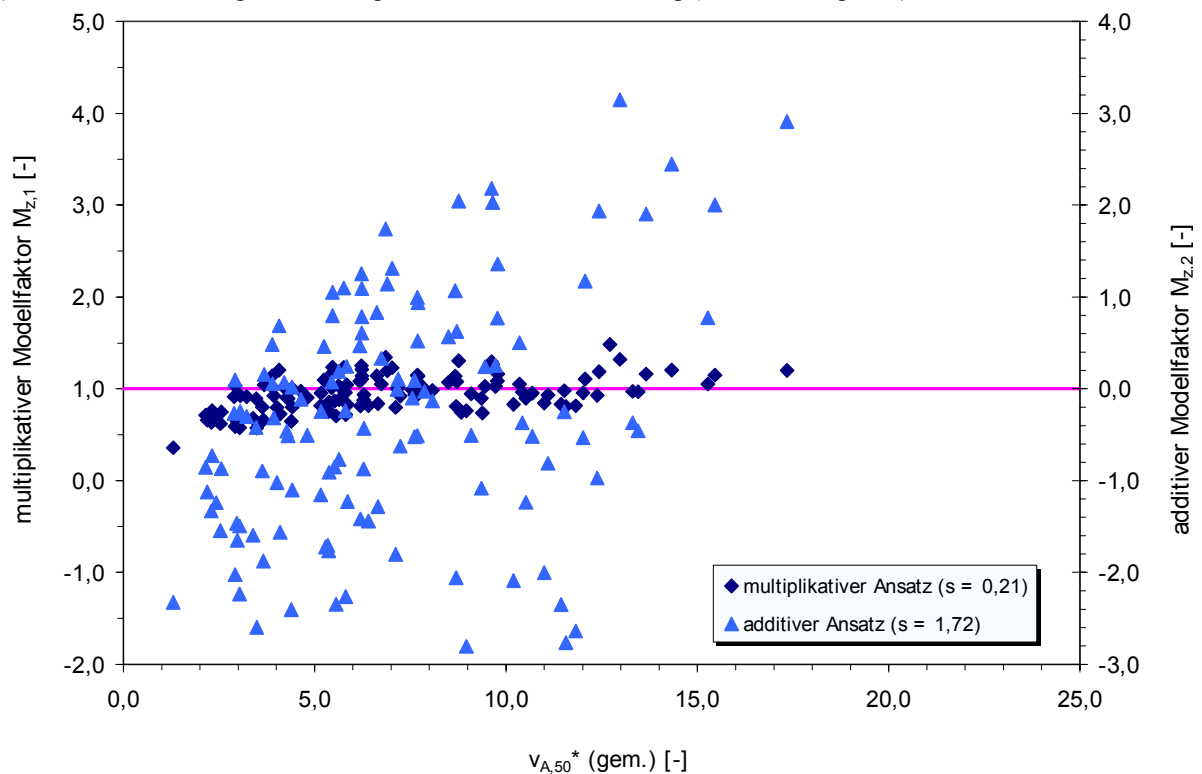


Abb. 5.6: Auftragung der relativen Wellenauflaufgeschwindigkeit auf der Außenböschung des Deiches zur Bestimmung des Modellfaktors

5.2.3.2 Zusammenstellung der Ergebnisse

Modellunsicherheiten für die beschriebenen Grenzzustandsgleichungen für Seedeiche sind im Schrifttum bisher nicht oder nur in Ausnahmefällen zu finden (vgl. Abschnitt 2.5). Voortman (2002) hat das oben beschriebene Verfahren auf Modellunsicherheiten für die Beschreibung des Wellenüberlaufs nach Van der Meer & Janssen (1995) angewendet und eine Standardabweichung des multiplikativen Faktors von 0,13 ermittelt. Nach dem gleichen Ansatz erhält Husaarts et al. (1999) eine Standardabweichung des Modellfaktors von 0,17 bei Deckwerke. Die Analyse der vorhandenen Daten ergibt für den Fall „Geschwindigkeit Wellenaufwurf“ einen multiplikativen Modellfaktor mit der Standardabweichung $\sigma = 0,21$ (s. Abschnitt 5.2.3.1). Die erneute Analyse der Geschwindigkeit des überströmenden bzw. überlaufenden Wassers auf der Binnenböschung hat gezeigt, dass hier Standardabweichungen für den Modellfaktor von 0,23 zu erwarten sind (vgl. auch Schüttertrumpf, 2001).

Für alle weiteren Modelle sind hinsichtlich der Standardabweichungen der Modellfaktoren keine ausreichenden Datenmengen bzw. keine Angaben im Schrifttum verfügbar. Daher müssen hier zunächst Annahmen getroffen werden (vgl. Tab. 5.2), deren Bedeutung auf die jeweilige Versagenswahrscheinlichkeit im Rahmen einer Variation der Unsicherheiten, d.h. in der Regel der Standardabweichung des jeweiligen Parameters und des statistischen Verteilungstyps untersucht wird (vgl. Abschnitt 6.5.2). Tabelle 5.2 fasst die verwendeten Modellfaktoren für alle Grenzzustandsgleichungen zusammen.

Bei unbekannten Modellunsicherheiten wird hierfür von zwei Annahmen ausgegangen:

- Der Modellfaktor wird nach dem multiplikativen Ansatz bestimmt, da alle auf der Grundlage vorhandener Daten bestimmten sowie alle im Schrifttum vorhandenen Modellfaktoren diesen Typs waren; der Ansatz führt vor allem für größere Modellwerte zu größeren Abweichungen und damit zu größeren Versagenswahrscheinlichkeiten;
- Die Standardabweichung des Modellfaktors $\sigma_{Mz,1}$ wird auf $\sigma_{Mz,1} = 0,20$ festgelegt. Die Annahme beruht auf den Ergebnissen der durchgeführten Datenanalysen für sechs Modellfaktoren (vgl. Tabelle 5.2), die alle zu Standardabweichungen der Modellfaktoren bis zu maximal 0,23 führten. Größere Standardabweichungen bedeuten daher, dass das jeweilige Modell zu ungenau arbeitet und verbessert werden muss. Dies setzt implizit das Vorhandensein ausreichender Datenmengen für die Modelle voraus, die so nicht immer vorhanden sind. Eine Variation dieses Ansatzes muss daher im Folgenden noch die relative Bedeutung der Modellunsicherheiten aufzeigen.

Nach Gl. (5-4) wird der Modellfaktor auf die Funktion $f(x)$, d.h. die gesamte Grenzzustandsgleichung $z = R - S$ angesetzt. Für die vorliegenden Grenzzustandsgleichungen ist dieser Ansatz nicht immer sinnvoll, da entweder der Widerstand R oder die Belastung S nicht durch ein Rechenmodell, sondern nur durch Eingangsparameter widergegeben werden. So werden z.B. alle Grenzzustandsgleichungen, die mit der Sturmflutdauer als Belastung arbeiten, nur auf der Widerstandsseite (R) mit dem Modellfaktor multipliziert. Ein derartiger Ansatz bedeutet implizit, dass eigentlich mit zwei Modellfaktoren (je einer für Widerstand und Belastung) gearbeitet wird, von denen der auf der Belastungsseite keine Unsicherheit beinhaltet. In Tabelle 5.2 ist angegeben, auf welcher Seite (Widerstand R oder Belastung S) der Modellfaktor angesetzt wurde.

Tab. 5.2: Übersicht über die verwendeten Standardabweichungen $\sigma_{Mz,1}$ für die Modellfaktoren der untersuchten Grenzzustandsgleichungen

Nr.	Modell	Bemerkungen	$\sigma_{Mz,1}$
1	Überströmen ^{*)}	für Bestimmung der zul. Überstauhöhe (R)	0,13
2	Wellenüberlauf	für Bestimmung max. zulässiger Freibord (S)	0,13
3	Deichbruch	Zeit für Deichbruch (R), Sturmflutdauer (S) durch Unsicherheit des Eingangsparameters	0,20
4	Gleiten	für Reibungswiderstand (R), Belastung durch hydrostatische Belastung ohne Modellfaktor	0,20
5	Stabilität Deckwerk	für Bestimmung des notwendigen Steindurchmessers (S)	0,17
6	Druckschlag	für Gesamtverfahren (R + S)	0,20
7	Auftrieb Deckwerk	für Gesamtverfahren (R + S)	0,20
8	Geschw. Außenböschung	für Geschw. Außenböschung (S), zulässige Geschwindigkeit ohne Modellfaktor	0,21
9	Graserosion Außenböschung	Zeit für Erosion Außenböschung (R), Sturmflutdauer (S) durch Unsicherheit des Eingangsparameters	0,20
10	Kleierosion Außenböschung	Zeit für Erosion Außenböschung (R), Sturmflutdauer (S) durch Unsicherheit des Eingangsparameters	0,20
11	Erosion Deichkern Außenböschung	Zeit für Erosion Außenböschung (R), Sturmflutdauer (S) durch Unsicherheit des Eingangsparameters	0,20
12	Böschungsbruch Außenböschung	für Gesamtverfahren (R + S)	0,20
13	Geschw. Überströmen	für Geschw. Binnenböschung (S), zulässige Geschwindigkeit ohne Modellfaktor	0,23
14	Geschw. Wellenüberlauf	für Geschw. Binnenböschung (S), zulässige Geschwindigkeit ohne Modellfaktor	0,23
15	Graserosion Binnenböschung	Zeit für Graserosion Binnenböschung (R), Sturmflutdauer (S) durch Unsicherheit des Eingangsparameters	0,20
16	Kleierosion Binnenböschung	Zeit für Kleierosion Binnenböschung (R), Sturmflutdauer (S) durch Unsicherheit des Eingangsparameters	0,20
17	Infiltration	Zeit für Infiltration (R), Sturmflutdauer (S) durch Unsicherheit des Eingangsparameters	0,20
18	Kappensturz	für Gesamtverfahren (R + S)	0,20
19	Durchsickerung	Zeit für Durchsickerung (R)	0,20
20	Auftrieb Klei Binnenböschung	für Gesamtverfahren (R + S)	0,20
21	Gleiten Klei Binnenböschung	für Gesamtverfahren (R + S)	0,20
22	Böschungsbruch Binnenböschung	für Gesamtverfahren (R + S)	0,20
23	Erosion Deich Binnenböschung	Zeit für Erosion des Kerns der Binnenböschung (R), Sturmflutdauer (S) durch Unsicherheit des Eingangsparameters	0,20
24	rückschreitende Erosion	für kritische Wasserspiegeldifferenz (R), vorh. Differenz (S) ohne Modellfaktor	0,20
25	Kontakterosion	für Widerstandsseite (R), Variation der Belastung durch Unsicherheit des Eingangsparameters erfasst	0,20

(R) = Widerstandsseite; (S) = Belastungsseite; *) alle dargestellten Modellunsicherheiten basieren auf einem Modellfaktor nach multiplikativem Ansatz

Wegen der getroffenen Annahmen hinsichtlich der Standardabweichung des Modellfaktors und um den Einfluss der Variation der Modellunsicherheiten und ihren Einfluss auf die Gesamt-Versagenswahrscheinlichkeit P_f erfassen zu können, werden alle Unsicherheiten aus Tabelle 5.2 variiert (Standardabweichungen zwischen 0% und 30%) und ihr Einfluss auf die Gesamt-Versagenswahrscheinlichkeit untersucht. Die Diskussion der Ergebnisse dieser Variation und die daraus abgeleiteten Schlussfolgerungen sowie die Überprüfung des hier beschriebenen Vorgehens werden in Abschnitt 6.5.1 behandelt.

5.3 Zusammenfassung und Bewertung

Die Analyse des Schrifttums in Abschnitt 2.5 hat gezeigt, dass Informationen zu Unsicherheiten der Eingangsparameter und Modelle hinsichtlich der Verwendung bei Seedeichen bisher nicht ausreichend vorliegen und teilweise auch widersprüchlich sind. Auf der anderen Seite liegen geeignete statistische Methoden vor, um die Unsicherheiten in Form einer statistischen Verteilungsfunktion zu beschreiben, wenn ausreichend und homogene Daten für ihre Bestimmung zur Verfügung stehen. Ansonsten müssen die Unsicherheiten in Form einer Standardabweichung geschätzt werden. In diesem Kapitel wurden daher die benötigten Informationen zur Bestimmung der Unsicherheiten zusammengestellt.

Für die Bestimmung der Unsicherheiten bei Eingangsparametern ist kurz ein Überblick über die Verfahren zur Bestimmung der Verteilungsfunktionen bzw. der Standardabweichungen aus vorhandenen Daten zusammengestellt worden. Die durchgeführte Sensitivitätsanalyse hat erste Hinweise zur relativen Bedeutung der Parameter auf die Versagenswahrscheinlichkeit für die einzelnen Versagensmechanismen ergeben, während die Bedeutung der Versagensmechanismen auf die Gesamt-Versagenswahrscheinlichkeit nur abgeschätzt werden kann. Eine Kontrolle der verwendeten Rechenmodelle hat sich während der Bearbeitung als zwingend erforderlich herausgestellt und war durch die Sensitivitätsanalyse ebenfalls möglich. Die Bearbeitung der Eingangsparameter für Seedeiche hat auf der Grundlage der Analyse des Schrifttums und sinnvoller Schätzungen mit Hilfe der Sensitivitätsanalyse die in Tabelle 5.1 und Anlage B zusammengestellten Unsicherheiten ergeben.

Bei der Bestimmung der Modellunsicherheiten wird zunächst das Konzept des Modellfaktors mit drei verschiedenen Ansätzen (multiplikativer, additiver, Kombinationsansatz, s. Abb. 5.4) und Auftragungstypen (physikalischer Vergleich, relativer Vergleich, Soll-Ist-Vergleich, s. Abb. 5.5) vorgestellt. Darauf aufbauend wird ein Verfahren zur Bestimmung des Modellfaktors auf Grundlage vorhandener Daten zur Modellverifizierung abgeleitet und beispielhaft auf den Versagensmechanismus „Wellenauflaufgeschwindigkeit“ angewendet. Die Bearbeitung der Modellunsicherheiten für die Versagensmechanismen aus Kap. 4 hat ergeben, dass nur etwa 25% der Unsicherheiten aus dem Schrifttum oder anhand von vorhandenen Daten abgeleitet werden können. Alle anderen Standardabweichungen des Modellfaktors werden einheitlich auf Grundlage eines multiplikativen Ansatzes zu $\sigma_{Mz,1} = 0,20$ geschätzt (vgl. Tab. 5.2).

Die Bearbeitung der Unsicherheiten der Eingangsparameter und Modelle hat gezeigt, dass bisher sehr wenige Informationen vorhanden sind und daher Annahmen getroffen werden müssen. Da vor allem die Quantifizierung und Berücksichtigung der Unsicherheiten das Wesen der probabilistischen Berechnung ausmacht, ist es erforderlich, die relative Bedeutung dieser angenommenen Unsicherheiten kritisch zu überprüfen (vgl. Abschnitt 6.5 für die Untersuchung des Einflusses auf die Versagenswahrscheinlichkeiten der einzelnen Grenz-

zustandsgleichungen bzw. Abschnitt 7.6 für den Einfluss auf die Gesamt-Versagenswahrscheinlichkeit des Deiches) und Hinweise auf eventuell notwendige Verbesserungen der Annahmen abzuleiten. Möglichkeiten hierzu bestehen (i) durch neue Messungen der Eingangsparmeter in der Natur oder im Modell (z.B. durch höhere räumliche und zeitliche Auflösung); (ii) in der Durchführung weiterer oder neuer Modellversuche zur Verifikation von Grenzzustandsgleichungen; (iii) Übertragung von statistischen Verteilungsfunktionen durch Transformationsmodelle und Verwendung von Monte-Carlo-Simulationen (vgl. hierzu auch Abschnitt 6.1). Derartige Verbesserungen werden jedoch den Rahmen dieser Arbeit überschreiten.

6 – Level II/III Analyse der Versagensmechanismen



6 Level II/III Analyse der Versagensmechanismen

Im Folgenden werden die Grenzzustandsgleichungen aus den Kapiteln 2 und 4 mit den Unsicherheiten aus Kapitel 5 verknüpft und die Versagenswahrscheinlichkeit für jeden Versagensmechanismus ermittelt. Das Vorgehen ist in Abbildung 6.1 dargestellt.

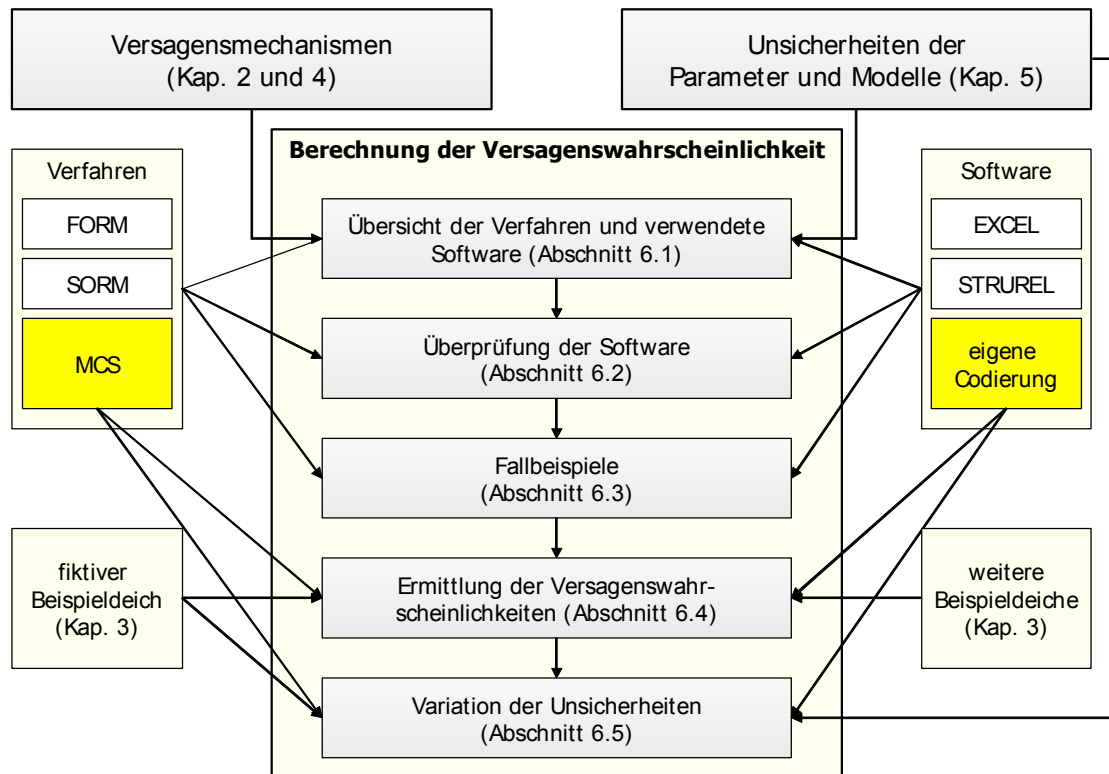


Abb. 6.1: Vorgehen bei der Berechnung der Versagenswahrscheinlichkeiten für jeden Versagensmechanismus

Die Grundlagen hierfür sind bereits in Abschnitt 2.6 diskutiert worden. Dabei werden verschiedene Verfahren aus den so genannten Level II (FORM, SORM) bzw. Level III Verfahren (Monte-Carlo-Simulation, numerische Integration) der Zuverlässigkeitstheorie herangezogen und deren Anwendbarkeit wird mit der zur Verfügung stehenden Software geprüft (Abschnitt 6.1).

Zunächst wird anhand von einfachen Beispielen die Plausibilität der Verfahren und Ergebnisse untersucht (Abschnitt 0). Im nächsten Schritt wird ein Vergleich mit im Schrifttum angegebenen einfacheren Fallbeispielen durchgeführt, um auch die korrekte Ermittlung der Versagenswahrscheinlichkeit komplexerer Grenzzustandsgleichungen überprüfen zu können (Abschnitt 6.3). Anschließend werden in Abschnitt 6.4 die Wahrscheinlichkeiten aller Versagensformen ermittelt, die in Kapitel 4 formuliert wurden. Hierbei wird insbesondere die Komplexität der Grenzzustandsgleichungen und ihr Einfluss auf die benötigten Berechnungsverfahren eingehender untersucht. In Abschnitt 6.5 wird dann die Bedeutung der Unsicherheiten der Eingangsparameter und ihr Einfluss auf das Ergebnis der Versagenswahrscheinlichkeit diskutiert. Abschließend werden die Ergebnisse dieses Kapitels zusammengefasst.

6.1 Verfahren zur Berechnung der Versagenswahrscheinlichkeiten und verwendete Software

Die grundlegenden Beziehungen zur Ermittlung der Versagenswahrscheinlichkeit für eine Grenzzustandsgleichung sind bereits in Abschnitt 2.6 beschrieben worden. Abbildung 2.6 und 2.7 geben dabei den prinzipiellen Verlauf der Berechnung auf Level II und Level III an. *Alle Ergebnisse werden dabei als Versagenswahrscheinlichkeit P_f/Jahr dargestellt.* Die wichtigsten verwendeten Berechnungsverfahren sind in Tabelle 6.1 zusammengestellt.

Tab. 6.1: Übersicht der wichtigsten verwendeten Verfahren zur Ermittlung der Versagenswahrscheinlichkeit (vgl. auch Abschnitt 2.6)

Verfahren	Level II		Level III	
	FORM / FOSM	SORM	numerisch ^{*)}	MCS
Bezeichnung	first order reliability method / first order second moment method	second order reliability method	z.B. Riemann Integration	Monte-Carlo-Simulation
beschrieben in	Oumeraci et al. (2001) als Überblick mit Verweisen auf weiterführendes Schrifttum			
Merkmale	vereinfachte (lineare) Berechnung der Versagenswahrscheinlichkeit im Bemessungspunkt	vereinfachte (2. Ordnung) Berechnung der Versagenswahrscheinlichkeit im Bemessungspunkt	numerische Lösung des Konvolutionsintegrals	Berechnung durch zufallsgesteuerte Umsetzung in unterschiedliche Realisationen der Eingabeparameter
Vorteile	schnelle und einfache Methode; Sensitivität der Parameter ablesbar	schnelle und einfache Methode; Sensitivität der Parameter ablesbar	Näherung nur durch numerische Integration	auch auf komplexe Grenzzustandsgleichungen anwendbar
Nachteile	nicht auf komplexe Grenzzustandsgleichungen anwendbar, häufig Probleme bei der Iteration des Bemessungspunkts, unterschätzt u.U. die Versagenswahrscheinlichkeit (vgl. Abschnitt 6.2)	nicht auf komplexe Grenzzustandsgleichungen anwendbar, häufig Probleme bei der Iteration des Bemessungspunkts, verwendet FORM als ersten Berechnungsschritt	Rechenzeit wächst rasch mit der Anzahl der Variablen und der Anzahl der Rechenschritte für jede Variable, Genauigkeit von der Anzahl der Rechenschritte abhängig	für ausreichende Genauigkeit zeitaufwändige Berechnung notwendig

^{*)} numerische Verfahren sind z.B. in [Waarts \(2000\)](#) beschrieben, werden aber hier wegen der hohen Anzahl der Eingabeparameter nicht weiter verwendet

Wegen der teilweise komplexen Grenzzustandsgleichungen ist eine Berechnung auf Grundlage einfacher Level II-Analysen nur in wenigen Fällen möglich. Da im Allgemeinen die Anzahl der Eingabeparameter für jeden der Versagensmechanismen recht hoch ist, scheiden auch numerische Methoden zur Berechnung der Versagenswahrscheinlichkeit aus. Ausgehend von der Übersicht in Tabelle 6.1 wird die Berechnung daher im Wesentlichen auf die FORM-Methode und die Monte-Carlo-Simulation gestützt. In einigen Fällen wird auch die SORM-Methode eingesetzt, um eventuelle Unterschiede zwischen den Verfahren aufzuzeigen. Hierauf wird im Abschnitt 6.2 noch näher eingegangen. Die Ergebnisse eigener selbst programmierter Software werden zunächst mit denen des kommerziell erworbenen Strudel-Codes verglichen.

Nachdem dies an allen Versagensmechanismen nachvollzogen wurde, wird im Folgenden nur noch auf die selbst programmierte Software zurückgegriffen, da diese visuelle Kontrollen eingebaut hat sowie die gleichzeitige Berechnung aller Versagensmechanismen erlaubt und daher insgesamt schneller ist.

Zur Berechnung der Grenzzustandsgleichungen und der Ermittlung der Versagenswahrscheinlichkeiten ist unterschiedliche Software auf dem Markt erhältlich, von denen die wichtigsten in [Van Gelder \(1997\)](#) diskutiert wird. Demnach ist das hier eingesetzte Strurel-Programmpaket führend auf dem Markt und vor allem im Bereich des konstruktiven Ingenieurwesens vielfach verwendet worden. Die Grenzzustandsgleichungen werden hierbei in Form eines Fortran-Quellcodes zur Verfügung gestellt, der dann kompiliert und mit dem eigentlichen Programm zusammen ausgeführt wird. Daher wurden alle Grenzzustandsgleichungen in Fortran übersetzt. Zusätzlich wurde ein Testprogramm geschrieben, mit dessen Hilfe eine deterministische Berechnung des Versagensmechanismus durchgeführt werden konnte, so dass die fehlerfreie Programmierung zwischen Fortran, Visual Basic (für MS Excel) und der eigenen Programmierung (in Pascal) kontrolliert werden konnte. Eine derartige oder vergleichbare Kontrolle hat sich als zwingend notwendig herausgestellt, da bei der Umsetzung der Grenzzustandsgleichung in den Quellcode Fehler generiert werden, die erst durch solche Kontrollen identifiziert werden. In Abhängigkeit vom jeweiligen Zweck der Berechnung wird daher für die Bearbeitung unterschiedliche Software eingesetzt. Tabelle 6.2 gibt einen Überblick über diese Software mit den jeweiligen Vor- und Nachteilen.

Tab. 6.2: Übersicht der verwendeten Software in Abhängigkeit von Zweck und Komplexität der Berechnung

Software	MS Excel	Strurel	eigener FORM-Code	eigener MCS-Code
Merkmale	mit VBA ^{*)} Routinen erweitert, verwendet für deterministische und Fehlerbaum-Berechnung	Software-Paket der Firma RCP, München, benötigt Codierung der Grenzzustandsgleichung in Fortran-Code, beinhaltet FORM, SORM und MCS	einfache FORM-Berechnung, vgl. Abschn. 2.6.1	einfache Monte-Carlo-Codierung
Vorteile	schnelle, anschauliche Darstellung und Fehlerbaum-berechnung	professionelle Software, beinhaltet komplexe Programmierung	mehrere Versagensmechanismen gleichzeitig berechenbar	mehrere Versagensmechanismen gleichzeitig berechenbar, Kontrolle durch Histogramm
Nachteile	keine probabilistische Berechnung möglich	nur einzelne Versagensmechanismen berechenbar, hoher Eingabeaufwand	nur einfache Berechnung, keine Korrelation von Parametern	zeitaufwändige Berechnung

^{*)} VBA = Visual Basic for Applications

Wenn nicht anders angegeben, wird im Weiteren die selbst programmierte Monte-Carlo-Simulation verwendet. Eine gute Überprüfungsmöglichkeit der Ergebnisse ergibt sich aus der Histogramm-Darstellung der z-Funktion, die die Häufigkeit der Versagensfunktion darstellt. In Abbildung 6.2 ist das Histogramm der Grenzzustandsgleichung des Versagensmechanis-

mus „Geschwindigkeit Außenböschung“ dargestellt¹¹⁾. Auf der x-Achse wird dabei die Größe $z = R - S$ (hier in m/s für die Geschwindigkeit) dargestellt, der Nullpunkt (d.h. der Übergang zwischen Versagen und Nicht-Versagen) ist zusammen mit dem deterministischen Ergebnis der z -Funktion bei Verwendung aller Mittelwerte der Eingangsparameter (hier: 3,529 m/s) angegeben. Die Fußzeile gibt die Anzahl der Berechnungen n und der Versagensfälle n_{fai} sowie die Versagenswahrscheinlichkeit P_f /Jahr an. Die Größe „CoV“ entspricht dem Variationskoeffizient des Ergebnisses und ist abhängig von der Versagenswahrscheinlichkeit und der Anzahl der Fälle n_{fai} , in denen Versagen eintritt. Die Größe „t“ gibt die Rechenzeit in Minuten und Sekunden an. Die Werte in der Box oben rechts geben den Mittelwert (mean), die Standardabweichung (sdev) und die Schiefe der z -Funktion an, wobei alle Realisationen der z -Funktion berücksichtigt werden. Zusätzlich wird der Zuverlässigkeitsindex (beta) angezeigt, der als Quotient aus Mittelwert und Standardabweichung berechnet wurde (Gl. 2-5).

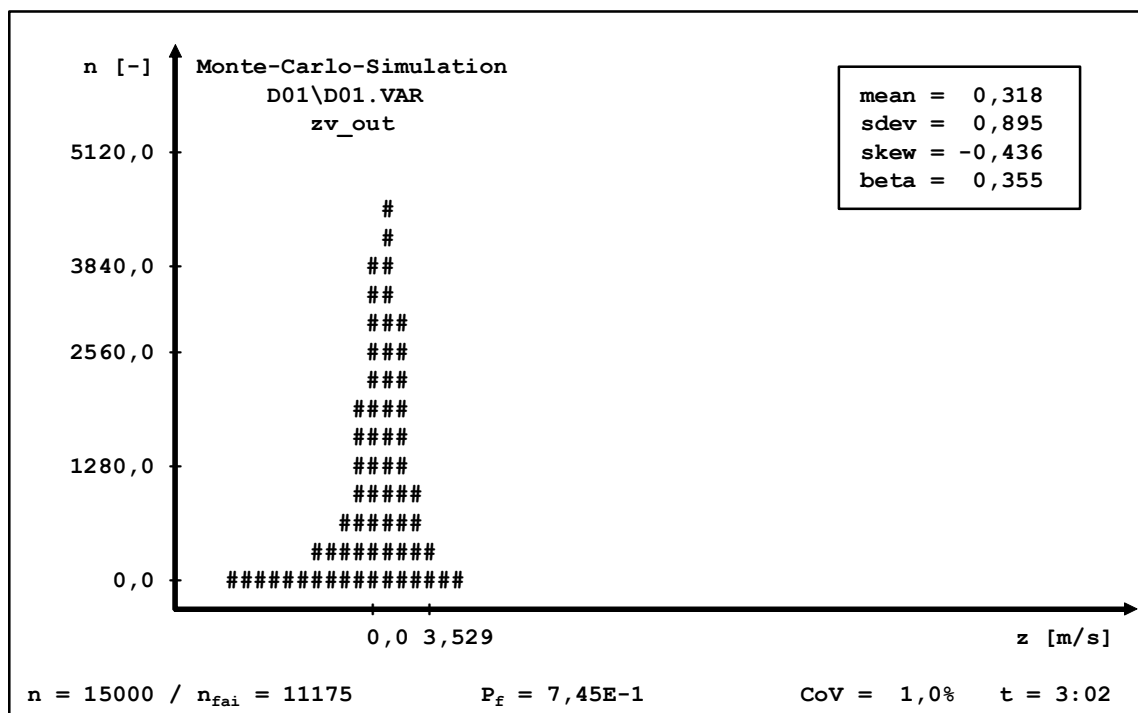


Abb. 6.2: Einfaches Histogramm der Versagensfunktion z für den Versagensmechanismus „Geschwindigkeit Außenböschung“ aus der selbst programmierten MC-Simulation

Fazit: Das FORM-Verfahren liefert zuverlässige Ergebnisse nur bei einfachen Grenzzustandsgleichungen. Kommerzielle Software für die Berechnung von Monte-Carlo-Simulationen liefert bei den teilweise komplexen Grenzzustandsgleichungen nicht immer sinnvolle Ergebnisse und ist mit hohem Eingabeaufwand bei vielen Grenzzustandsgleichungen verbunden. Aus diesem Grund und wegen der Überprüfbarkeit der Ergebnisse anhand eines einfachen Histogramms wird im Weiteren trotz der zeitaufwändigen Berechnungen der selbst entwickelte MCS-Code verwendet.

¹¹⁾ Das Histogramm ist eine Kopie des Bildschirmausdrucks der eigenen MCS-Codierung und daher stark vereinfacht und in geringer Auflösung dargestellt.

6.2 Überprüfung der Software anhand einfacher Beispiele

Um die Zuverlässigkeit der Software Programmierung zu überprüfen, wurde zunächst für ein einfaches Beispiel (Versagensmechanismus „Kontakterosion“, Details hierzu siehe Anlage C und Abschnitt 4.1.5) eine Level II-Analyse (FORM) „per Hand“ berechnet und mit den Ergebnissen durch die Software verglichen. Der Vergleich ist in Tabelle 6.3 zusammengestellt.

Tab. 6.3: Vergleich verschiedener Berechnungsverfahren für den Versagensmechanismus „Kontakterosion“ (s. Anlage C)

Kontakterosion $z = R - S = 4 \cdot Mz \cdot D_{f,85} - D_{c,15}$ Variablen $D_{f,85} \rightarrow \mu = 0,098; \sigma = 0,04312$ (Normalverteilung) $D_{c,15} \rightarrow \mu = 0,20; \sigma = 0,05$ (Normalverteilung) $Mz \rightarrow \mu = 1,00; \sigma = 0,10$ (Normalverteilung)					
Verfahren	Level 0	Level II		Level III	
	deterministisch	FORM	SORM	numerisch	MCS
per „Hand“	$z = 0,192$	$P_f = 0,144$	-	-	-
MS-Excel	$z = 0,192$	-	-	-	-
Strurel	-	$P_f = 0,128$	$P_f = 0,131$	-	$P_f = 0,130$
eigener Code	$z = 0,192$	$P_f = 0,144$	-	-	$P_f = 0,147$

$D_{c,15}$ = Korndurchmesser bei 85% Siebdurchgang des groben Materials; $D_{f,85}$ = Korndurchmesser bei 15% Siebdurchgang des feinen Materials; Mz = multiplikativer Modellfaktor (vgl. Abschnitt 5.2)

Tabelle 6.3 zeigt, dass für dieses einfache Beispiel Abweichungen in der berechneten Versagenswahrscheinlichkeit von bis zu 10% eintreten können (dabei wird die Versagenswahrscheinlichkeit $P_f = 0,144/\text{Jahr}$ nach „Handrechnung“ als exakt angesetzt). Die Abweichungen sind durch die in den Lösungsalgorithmen eingebauten Näherungen erklärbar (vgl. Abschnitt 2.6) und können nur bei der Monte-Carlo-Simulation durch eine höhere Anzahl Rechenschritte verbessert werden. Die Größenordnung der Verbesserungen des SORM-Verfahrens gegenüber FORM (2%) ist typisch für die hier untersuchten Versagensmechanismen, SORM liegt dabei immer etwas höher als die Ergebnisse nach FORM. Die MC-Simulationen liefern in der Regel ebenfalls Ergebnisse, die um 2-5% größer sind als die FORM-Ergebnisse. Das Programmpaket Strurel wurde auch verwendet, um MC-Simulationen mit „adaptive sampling“ Verbesserungen durchzuführen. Die Ergebnisse haben hier jedoch gezeigt, dass bei einigen komplexen Grenzzustandsgleichungen (u.a. mit Fallunterscheidungen) deutliche Unterschiede zur einfachen MC-Simulation auftraten, so dass „adaptive sampling“ Verbesserungen hier nicht weiter verwendet werden.

Für die MC-Simulation lässt sich ein Variationskoeffizient (Gl. (2-17)) ermitteln. Die Berechnungen und der Vergleich unterschiedlicher Variationskoeffizienten haben ergeben, dass ein Variationskoeffizient kleiner als 5% in der Regel ausreichend genauen Ergebnissen ent-

spricht¹²⁾. Diese Grenze wurde daher als wesentliches Abbruchkriterium der Berechnung eingebaut. Bei der FORM-Analyse wird so lange iteriert, bis aufeinander folgende Ergebnisse nicht mehr als 0,1% voneinander abweichen.

Fazit: selbst in einfachen Rechenbeispielen weichen die verschiedenen Berechnungsverfahren bis zu 10% von der „richtigen Lösung“ ab. Für die hier im Weiteren verwendeten komplexen Grenzzustandsgleichungen wird das MC-Verfahren mit einer ausreichenden Anzahl Simulationen (d.h. bis zum Erreichen eines Variationskoeffizienten $\sigma' \leq 5\%$) vorgeschlagen. Adaptive-Sampling-Methoden sind wegen der Komplexität der Grenzzustandsgleichungen für Seedeiche und der darin enthaltenen Bedingungen nicht geeignet.

6.3 Vergleich mit Analysen aus dem Schrifttum

Zur Überprüfung von etwas komplexeren Grenzzustandsgleichungen mit der hier entwickelten eigenen Software wird ein Vergleich mit im Schrifttum dokumentierten Grenzzustandsgleichungen herangezogen. Allerdings finden sich im Schrifttum nur sehr wenige im Detail nachvollziehbare Beispiele für eine Berechnung von Versagenswahrscheinlichkeiten für Seedeiche (vgl. Abschnitt 2.6). In Tab. 6.4 sind drei Beispiele aufgeführt (Stabilität Deckwerk, Überströmen und rückschreitende Erosion) und die Ergebnisse miteinander verglichen worden. Dabei ist nur für die rückschreitende Erosion das in Abschnitt 4.2 vorgestellte und direkt aus dem Schrifttum übernommene Verfahren verwendet worden. Für „Stabilität Deckwerk“ und „Überströmen“ werden die Grenzzustandsgleichungen der angegebenen Quellen verwendet und in die eigene Software implementiert, um einen direkten Vergleich zu ermöglichen.

Tab. 6.4: Übersicht der Berechnungsergebnisse mit unterschiedlichen Verfahren für einfache Beispiele aus dem Schrifttum (Angaben des Variationskoeffizienten für MC-Simulationen in Klammern)

Versagensmechanismus:	„Stabilität Deckwerk“	„Überströmen“	„rückschreitende Erosion“
Autor(en)	Hussaarts et al. (1999)	CUR (1990)	Cooke et al. (1997)
Versagenswahrscheinlichkeit P_f	$5,0 \cdot 10^{-3}$	$1,1 \cdot 10^{-2}$	$1,3 \cdot 10^{-6}$
eigener FORM-Code	$0,4 \cdot 10^{-3}$	$1,0 \cdot 10^{-2}$	$3,7 \cdot 10^{-6}$
eigener MCS-Code	$4,4 \cdot 10^{-3}$ (5,0%)	$2,3 \cdot 10^{-2}$ (3,6%)	$18,0 \cdot 10^{-6}$ (5,0%)

Die Berechnungen sind nicht immer direkt vergleichbar mit den im Schrifttum ermittelten Ergebnissen, da mitunter einige Angaben im Schrifttum unvollständig sind (z.B. keine Angaben zur Art der Berechnung nach FORM oder MCS, fehlende Angaben zu verwendeten statistischen Verteilungen). Der Vergleich zeigt jedoch, dass die Ergebnisse in der gleichen Größenordnung liegen. Die Berechnung hat gezeigt, dass bei MC-Simulationen auch die Angabe

¹²⁾ ein einfaches Beispiel: bei einer mittleren Versagenswahrscheinlichkeit $P_f = 10^{-5}$ und einer (angenommenen) Normalverteilung der z-Funktion liegen 97,7% aller Versagenswahrscheinlichkeiten zwischen $\mu + 3 \cdot \sigma$ und $\mu - 3 \cdot \sigma$. Die Standardabweichung σ liegt in diesem Beispiel bei $5 \cdot 10^{-7}$, d.h. die Versagenswahrscheinlichkeiten streuen zwischen $P_f = 8,5 \cdot 10^{-6}$ und $P_f = 1,15 \cdot 10^{-5}$. Diese Streuung wird als ausreichend genau angesehen.

des Variationskoeffizienten wichtig ist (vgl. Abschnitt 2.6). Auch die Variation der verwendeten Unsicherheiten und der statistischen Verteilungen ist notwendig, um den Einfluss der Unsicherheiten überprüfen zu können. Dies wird in Abschnitt 6.5 noch eingehender untersucht. Ausgehend von dieser Überprüfung erfolgt im nächsten Schritt die Berechnung der Versagenswahrscheinlichkeiten für jede der untersuchten Versagensformen.

Fazit: die eigene Codierung der Level II (FORM) und Level III-Berechnung (MC-Simulation) wurde mit Beispielen aus dem Schrifttum verglichen. Trotz der teilweise unvollständigen Angaben im Schrifttum zeigt der Vergleich eine befriedigende Übereinstimmung, so dass im Folgenden die eigene Software verwendet wird.

6.4 Ermittlung der Versagenswahrscheinlichkeit für sämtliche Grenzzustandsgleichungen

Für alle in den Kapiteln 2 und 4 zusammengestellten Versagensmechanismen und den entsprechenden Grenzzustandsgleichungen müssen nun die Versagenswahrscheinlichkeiten ermittelt werden. Zur Berechnung werden dabei alle drei Beispiele aus Kapitel 3 wie folgt herangezogen:

- fiktiver Beispieldeich
 - Ausgangszustand (Abb. 3.1)
 - Variation 1: stark erhöhter Ruhewasserstand und steilere Deichneigungen auf der Außen- und Binnenböschung
 - Variation 2: um 0,5 m erhöhter Ruhewasserstand zur Simulation von langfristigen Veränderungen z.B. durch säkularen Meeresspiegelanstieg
- Nordsee-Deich (Abb. 3.2)
- Ästuardeich (Abb. 3.3)

Für jedes dieser drei Beispiele werden die Grenzzustandsgleichungen aller 25 Versagensmechanismen aus Kapitel 4 unabhängig voneinander berechnet. Hierfür werden alle Eingangsparameter verwendet, die in Anlage A für die jeweiligen Beispieldeiche zusammengestellt sind. Die Unsicherheiten der einzelnen Parameter sind dort als Mittelwerte mit Standardabweichungen und dem jeweiligen Verteilungstyp angegeben, so dass hieraus die statistische Verteilungsfunktion nach der Momentenschätzmethode ermittelt werden kann (s. z.B. [Vrijling, 1996](#)).

Die Berechnung der Versagenswahrscheinlichkeiten basiert auf der Modellunsicherheit mit einem (multiplikativen) Modellfaktor mit einem Mittelwert $\mu = 1,0$, einer Standardabweichung von in der Regel $\sigma = 20\%$ und einer Normalverteilung (Details siehe Tab. 5.2). Dieser Wert ist eher zu hoch abgeschätzt worden, weil höhere Unsicherheiten höhere Versagenswahrscheinlichkeiten erzeugen.

Die Wahrscheinlichkeiten werden in der Regel mit Hilfe der MC-Simulation (eigene Codierung) durchgeführt, da sie vor allem bei komplexeren Grenzzustandsgleichungen nicht zum Abbruch des Programms führt. Alle Berechnungen werden so lange durchgeführt, bis ein Variationskoeffizient $\sigma' \leq 5,0\%$ erreicht wird. In Tabelle 6.5 sind die daraus resultierenden Ergebnisse zusammengestellt.

Tab. 6.5: Übersicht der Versagenswahrscheinlichkeit für sämtliche Grenzzustandsgleichungen nach den Kapiteln 2 und 4 für den fiktiven Beispieldeich, die vorgestellten Variationen und die realen Deiche (vgl. Kapitel 3) mit Hilfe der MC-Simulation

Nr.	Versagensmechanismus	fiktiver Beispieldeich			Nordsee-Deich	Ästuar-Deich	Anmerkungen
		Urspr. Zustand	Variation 1	Variation 2			
Globale Versagensmechanismen							
1	Überströmen	$2,9 \cdot 10^{-7}$	$4,0 \cdot 10^{-5}$	$2,9 \cdot 10^{-7}$	0,0 ^{*)}	0,0	für $q_{zul} = 30 \text{ l/sm}$ (s. Abschn. 4.1.1.1)
2	Wellenüberlauf	$4,5 \cdot 10^{-8}$	$1,7 \cdot 10^{-2}$	$4,3 \cdot 10^{-5}$	$1,0 \cdot 10^{-8}$	$4,4 \cdot 10^{-6}$	
3	Deichbruch	$1,3 \cdot 10^{-3}$	$1,2 \cdot 10^{-3}$	$1,2 \cdot 10^{-3}$	0,0	$1,4 \cdot 10^{-4}$	
4	Gleiten	0,0	$1,4 \cdot 10^{-4}$	$1,2 \cdot 10^{-4}$	0,0	0,0	
Versagensmechanismen auf der Außenböschung							
5	Stabilität Deckwerk	$1,3 \cdot 10^{-1}$	$2,1 \cdot 10^{-1}$	$1,7 \cdot 10^{-1}$	$3,8 \cdot 10^{-1}$	0,0	
6	Druckschlag	$8,0 \cdot 10^{-5}$	$1,2 \cdot 10^{-4}$	$9,9 \cdot 10^{-5}$	0,0	0,0	
7	Auftrieb Deckwerk	$7,1 \cdot 10^{-3}$	$3,1 \cdot 10^{-2}$	$6,2 \cdot 10^{-3}$	$8,6 \cdot 10^{-2}$	$7,8 \cdot 10^{-3}$	
8	Geschw. Außenböschung	$7,5 \cdot 10^{-1}$	$7,2 \cdot 10^{-1}$	$4,7 \cdot 10^{-1}$	$9,1 \cdot 10^{-1}$	$2,9 \cdot 10^{-2}$	
9	Graserosion Außenböschung	$9,95 \cdot 10^{-1}$	$9,95 \cdot 10^{-1}$	$9,95 \cdot 10^{-1}$	$1,6 \cdot 10^{-1}$	$1,5 \cdot 10^{-2}$	
10	Kleierosion Außenböschung	$5,7 \cdot 10^{-1}$	$5,7 \cdot 10^{-1}$	$5,7 \cdot 10^{-1}$	$2,1 \cdot 10^{-3}$	$2,9 \cdot 10^{-7}$	sehr dicke Kleischicht bei Deich 3
11	Erosion Deichkern außen	$1,4 \cdot 10^{-2}$	$1,4 \cdot 10^{-2}$	$1,4 \cdot 10^{-2}$	$2,1 \cdot 10^{-2}$	$3,6 \cdot 10^{-3}$	
12	Böschungsbruch außen	0,0	$1,8 \cdot 10^{-3}$	0,0	$1,3 \cdot 10^{-4}$	0,0	
Versagensmechanismen auf der Binnenböschung							
13	Geschw. Überströmen	0,0	$3,3 \cdot 10^{-5}$	0,0	0,0	0,0	
14	Geschw. Wellenüberlauf	0,0	$2,2 \cdot 10^{-1}$	$7,7 \cdot 10^{-5}$	$1,2 \cdot 10^{-4}$	$1,1 \cdot 10^{-4}$	
15	Graserosion Binnenböschung	0,0	$3,7 \cdot 10^{-1}$	0,0	0,0	$1,6 \cdot 10^{-4}$	
16	Kleierosion Binnenböschung	0,0	$4,0 \cdot 10^{-2}$	0,0	0,0	0,0	
17	Infiltration	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0	
18	Kappensturz	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0	
19	Durchströmung	$4,6 \cdot 10^{-4}$	$1,6 \cdot 10^{-4}$	$4,6 \cdot 10^{-4}$	$3,6 \cdot 10^{-4}$	$1,4 \cdot 10^{-5}$	gerechnet ohne Kleiabdeckung
20	Auftrieb Klei Binnenböschung	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0	
21	Gleiten Klei Binnenböschung	0,0	0,0	0,0	0,0	$2,4 \cdot 10^{-4}$	
22	Böschungsbruch Binnenböschung	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0	
23	Erosion Deich Binnenböschung	$1,4 \cdot 10^{-3}$	$5,0 \cdot 10^{-4}$	$1,4 \cdot 10^{-4}$	0,0	$2,4 \cdot 10^{-4}$	
Versagensmechanismen im Deichinneren							
24	rückschreitende Erosion	$4,6 \cdot 10^{-6}$	$4,6 \cdot 10^{-6}$	$4,6 \cdot 10^{-6}$	0,0	0,0	
25	Kontakterosion	$1,6 \cdot 10^{-1}$	$1,6 \cdot 10^{-1}$	$1,6 \cdot 10^{-1}$	$1,4 \cdot 10^{-1}$	$1,5 \cdot 10^{-1}$	

(*) Anmerkung: Versagenswahrscheinlichkeiten kleiner als $P_f = 1 \cdot 10^{-10}$ werden als $P_f \approx 0,0$ angesetzt.

Bei den **globalen Versagensmechanismen** sind die Versagenswahrscheinlichkeiten für Überströmen und Wellenüberlauf bei $q_{zul} = 30 \text{ l/sm}$ immer vernachlässigbar klein (mit Ausnahme der Variation 1 des fiktiven Beispieldeiches, in dem bewusst eine deutliche Erhöhung des Ruhewasserspiegels vorgenommen wurde). Hierbei werden Schäden am Deichkörper, die durch den hohen Überlauf oder das Überströmen entstehen, nicht berücksichtigt. Sie werden jedoch als Randbedingungen für andere Versagensformen (kritische Geschwindigkeit und Erosion Binnenböschung, Infiltration) herangezogen.

Die Versagenswahrscheinlichkeiten für den Deichbruch liegen für alle gerechneten Beispiele in der Größenordnung $P_f = 10^{-3}$. Hierbei ist zu beachten, dass bei dieser Berechnung die Einwirkung S in der Grenzzustandsgleichung (Gl. (4-5)) der gesamten Sturmflutdauer t_s entspricht. In Wirklichkeit ist die Belastung aber deutlich kleiner, weil bereits ein Großteil der Sturmflutdauer für andere Versagensmechanismen (z.B. Erosion auf der Außenböschung) „verbraucht“ wurde. Die berechnete Versagenswahrscheinlichkeit ist daher zu groß. Hierauf wird in Abschnitt 7.3 noch eingegangen werden.

Das Gleiten des Deiches ist für alle Beispieldeiche bei konstant gehaltenem Wasserstand mit einer Versagenswahrscheinlichkeit von $P_f \approx 0,0$ angegeben. Dies bestätigt die deterministische Sensitivitätsanalyse, die für keine Kombination von Eingangsparametern zum Versagen des Deiches infolge Gleiten geführt hat. Bei erhöhten Ruhewasserständen (Variationen 1 und 2) steigt die Versagenswahrscheinlichkeit an, wird jedoch nicht größer als $P_f = 10^{-4}$.

Bei den **Versagensmechanismen auf der Außenböschung** sind die Versagenswahrscheinlichkeiten für die Versagensform „Stabilität des Deckwerks“, „Geschwindigkeit auf der Außenböschung“, und „Erosion der Gras- und Kleischicht“ besonders hoch. Für die gewählten Abmessungen und Qualitäten der Gras- und Kleiabdeckung sowie des Deckwerks wird es bei diesen Mechanismen fast immer zum Versagen kommen. Bei der Versagensform „Stabilität des Deckwerkes“ hängt das Ergebnis stark vom gewählten mittleren Steindurchmesser D_{n50} ab, der aufgrund der deterministischen Berechnung gewählt wurde. Für alle Berechnungen muss eine Sensitivitätsanalyse der Standardabweichungen zeigen, welchen Einfluss die Unsicherheiten auf die Versagenswahrscheinlichkeit haben.

Die Wahrscheinlichkeiten für den Versagensmechanismus „Druckschläge“ liegen in einer Größenordnung von $P_f \approx 10^{-4}$ für den fiktiven Beispieldeich. Dickere Kleischichten wie bei den zwei realen Beispieldeichen führen sogar zu noch geringeren Wahrscheinlichkeiten. Anhand der Grenzzustandsgleichung für Druckschläge ist zu erwarten, dass vor allem eine Variation des k -Wertes mit der entsprechenden Unsicherheit (Abschnitt 4.1.2.1) eine deutliche Erhöhung der Versagenswahrscheinlichkeit bewirkt.

Die Böschungsbruchberechnungen werden aufgrund eines Gleitkreises ermittelt, der zuvor durch eine deterministische Berechnung (Ermittlung der minimalen Sicherheit gegen Böschungsbruch für alle möglichen Gleitkreise) bestimmt wurde. Die Versagenswahrscheinlichkeiten für den Böschungsbruch auf der Außenböschung liefern in der Regel sehr kleine Werte, die allerdings deutlich ansteigen, wenn der Ruhewasserspiegel vor dem Bauwerk deutlich erhöht wird.

Die **Versagensmechanismen auf der Binnenböschung** weisen für die Fälle „Graserosion“ und „Kleierosion“ eine deutliche Abhängigkeit vom Überströmen und Wellenüberlauf über den Deich auf; d.h. dass bei starkem Wellenüberlauf die Geschwindigkeit des überlaufenden

Wassers und damit auch die Versagenswahrscheinlichkeit der beiden Mechanismen „Graserosion“ und „Kleierosion“ zunehmen (s. Variation 1).

Die Versagenswahrscheinlichkeiten für die anderen Versagensmechanismen (Infiltration, Kappensturz, Auftrieb Klei, Gleiten Klei, Böschungsbruch) sind von der Geschwindigkeit des überlaufenden/überströmenden Wassers abhängig und daher vernachlässigbar klein ($P_f \approx 0,0$).

Der Versagensmechanismus „Durchströmung“ liefert Ergebnisse in der Größenordnung von $P_f = 10^{-4}$ bis 10^{-5} . Er geht von der Annahme aus, dass die Kleischicht auf der Außenböschung bereits beschädigt ist und somit die Durchströmung des Deiches durch den Sandkern von Beginn der Sturmflut sofort startet. Eine intakte Kleiabdeckung führt immer zu Ergebnissen mit einer Versagenswahrscheinlichkeit $P_f < 10^{-10}$ (d.h. $P_f \approx 0,0$).

Bei den **Versagensmechanismen im Deichinneren** zeigt die Kontakterosion eine sehr hohe Versagenswahrscheinlichkeit, während rückschreitende Erosion für die betrachteten Beispieldeiche sehr gering ausfällt. Kontakterosion ist ein Versagensmechanismus, der nur von zwei Parametern und der Modellunsicherheit abhängt (vgl. Abschnitt 6.2). Für alle Beispielrechnungen wurden hierfür die gleichen Eingabeparameter gewählt, so dass identische Versagenswahrscheinlichkeiten zu erwarten sind. Das in der Grenzzustandsgleichung enthaltene Filterkriterium ist aus deterministischer Sicht erfüllt, so dass aus dieser Sicht kein Versagen eintritt. Berücksichtigt man jedoch die Unsicherheiten der Eingangsparameter, ist die Versagenswahrscheinlichkeit sehr hoch. Hierbei sind zwei zusätzliche Bedingungen zu beachten: es muss (i) eine Durchströmung des Deiches und (ii) eine Grenzschicht zwischen den betrachteten Bodenarten (in diesem Fall Sand und Klei) vorliegen. Auf beide Bedingungen wird bei der Betrachtung des Fehlerbaumes näher eingegangen (Kap. 7).

Fazit: Mit Hilfe der neu entwickelten und verbesserten Grenzzustandsgleichungen ist es nun möglich, die Versagenswahrscheinlichkeiten für alle Versagensmechanismen bis zum vollständigen Deichbruch zu berechnen. Die Analyse der Ergebnisse dieser Berechnungen hat gezeigt, dass (i) die Abhängigkeiten der Versagensmechanismen untereinander und (ii) die (zeitliche) Abfolge der Mechanismen näher untersucht werden müssen. Eine Aussage zur Gesamt-Versagenswahrscheinlichkeit des Deiches sowie zum relativen Beitrag der einzelnen Versagensmechanismen ist ohne diese Untersuchung mit Hilfe eines Fehlerbaumes nicht möglich (s. Abschnitt 7.2).

6.5 Unsicherheiten der Eingangsparameter und Modelle

Die Ergebnisse der berechneten Versagenswahrscheinlichkeit für jede Grenzzustandsgleichung (Abschnitt 6.4) sind neben den verwendeten Mittelwerten der Eingangsparameter von den folgenden Größen abhängig:

- der verwendeten Beschreibung der Grenzzustandsgleichung;
- der Größe der Unsicherheiten, die den Eingangsparametern und dem Modell zugeordnet wird;
- der Art der statistischen Verteilung der Eingangsparameter und des Modellfaktors (d.h. der Art der Modellunsicherheit);
- dem Analyseverfahren zur Berechnung der Versagenswahrscheinlichkeit (Level II/III)

Die letzte Größe ist bereits im vorangegangenen Abschnitt diskutiert worden. Die verwendeten Grenzzustandsgleichungen sind bereits in den Kapiteln 2 und 4 eingehend diskutiert wor-

den. Alle anderen Größen wurden anhand der Angaben im Schrifttum geschätzt und müssen im Detail hier noch weiter untersucht werden. Hierbei soll zunächst eine Sensitivitätsanalyse der Unsicherheiten erfolgen. Ziel dieser Untersuchung ist die Abhängigkeit des Gesamtergebnisses von den Modellunsicherheiten, den Unsicherheiten der Eingangsparameter bzw. von deren statistischen Verteilungen.

Weichen die Ergebnisse bei entsprechenden Änderungen der Parameter nur geringfügig voneinander ab, kann davon ausgegangen werden, dass die Unsicherheiten der Eingangsparameter und Modelle keinen wesentlichen Einfluss auf die Versagenswahrscheinlichkeit haben und daher keine genaueren Untersuchungen erfordern. Stellen sich jedoch deutliche Unterschiede bei den Versagenswahrscheinlichkeiten heraus, so sind die jeweiligen Unsicherheiten entscheidend. In diesem Fall ist eine genauere Kenntnis der Unsicherheiten notwendig.

6.5.1 Unsicherheiten der Modelle („Modellfaktoren“)

Die Modellunsicherheiten werden in dieser Arbeit durch Modellfaktoren beschrieben (Abschnitt 5.2) und geben die Qualität der Vorhersage des verwendeten Modells im Vergleich zu tatsächlichen Messungen und Beobachtungen wieder. Für die meisten der hier verwendeten Grenzzustandsgleichungen liegen derartige Vergleiche jedoch nicht vor. Es ist daher erforderlich, die Bedeutung des Modellfaktors für die einzelnen Versagensmechanismen abzuschätzen.

Bei der Berechnung der Versagenswahrscheinlichkeiten in Abschnitt 6.4 wurden Modellfaktoren verwendet, die in der Regel mit einem Mittelwert $\mu = 1,0$, einer Standardabweichung $\sigma = 20\%$ und einer Normalverteilung angesetzt waren. Im Folgenden werden diese Unsicherheiten zwischen 0% und 30% variiert, um den Einfluss der Modellunsicherheiten auf die jeweilige Versagenswahrscheinlichkeit abschätzen zu können. Bei diesem Vorgehen wird immer nur die Modellunsicherheit für einen Versagensmechanismus variiert, die Änderung der Unsicherheiten mehrerer Versagensmechanismen bewirkt demzufolge wesentlich höhere Veränderungen der Versagenswahrscheinlichkeit.

In Abbildung 6.3 ist daher die Versagenswahrscheinlichkeit für alle Versagensmechanismen und eine Variation der Modellunsicherheiten für den fiktiven Beispieldeich aufgetragen worden. Dabei sind auf der x-Achse alle Versagensmechanismen zusammengestellt und auf der y-Achse sind die jeweiligen Versagenswahrscheinlichkeiten geplottet. Für jeden Versagensmechanismus sind vier Säulen zu erkennen, die die unterschiedlichen Modellunsicherheiten ($\sigma = 0\%$; 10%, 20% und 30%) angeben.

Mit abnehmender Unsicherheit des Modellfaktors muss die Versagenswahrscheinlichkeit kleiner werden, d.h. dass die Säulen von links ($\sigma = 30\%$) nach rechts ($\sigma = 0\%$) kleiner werden sollten. Die Grafik zeigt, dass sich die meisten Versagenswahrscheinlichkeiten kaum verändern, wenn die Unsicherheiten der Modelle verändert werden. Leichte Anstiege in der Höhe der Säulen sind durch Variationen in den Berechnungen bedingt.

Die meisten der 25 Versagensmechanismen zeigen kaum Veränderungen der berechneten Versagenswahrscheinlichkeit, wenn die Modellunsicherheit (Standardabweichung σ_z) variiert wird. Im Folgenden werden daher nur die Versagensmechanismen diskutiert, bei denen der Einfluss der Modellunsicherheiten deutlich zu beobachten ist (Abb. 6.3):

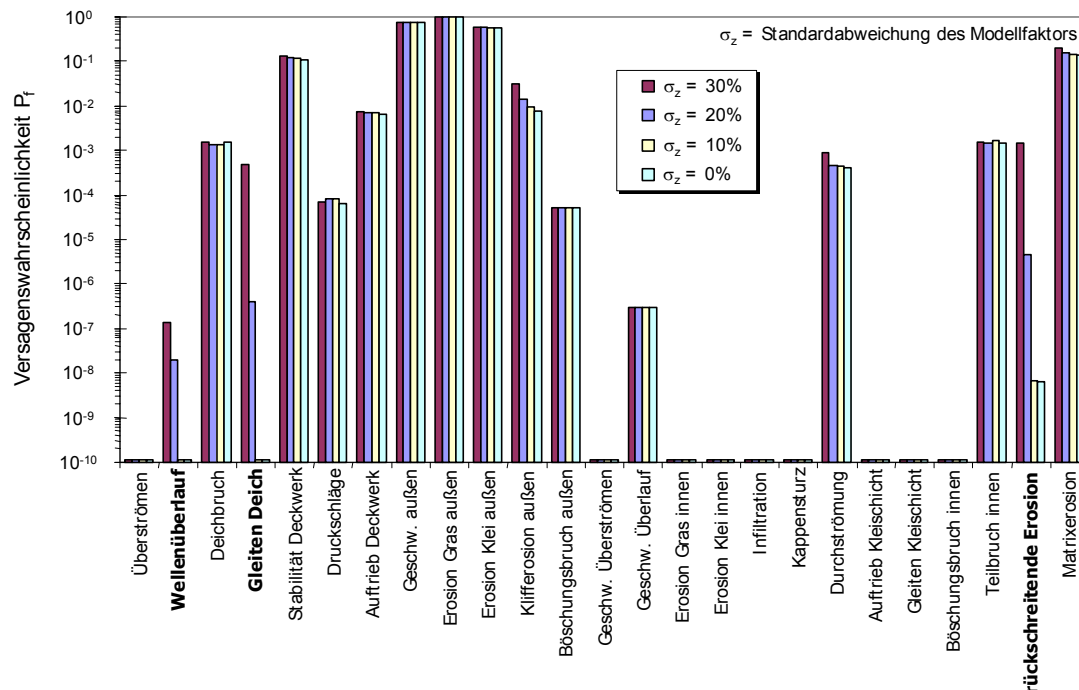


Abb. 6.3: Einfluss der Variationen der Modellunsicherheiten ($\sigma_z = 0\%$, 10% , 20% , 30%) auf alle Versagensmechanismen für den fiktiven Beispieldeich

- **Wellenüberlauf:** die Versagenswahrscheinlichkeit reagiert deutlich auf die Variation der Standardabweichung des Modellfaktors. Dieses Verhalten ist zu erwarten, da es sich bei der Grenzzustandsgleichung um eine logarithmische Funktion handelt. Dadurch wird die Versagenswahrscheinlichkeit multiplikativ verstärkt. Auf der anderen Seite liegen für diesen Versagensmechanismus eine ausreichende Datenmenge vor, so dass der Modellfaktor auf Werte um 20% bestimmt werden kann (vgl. Abschnitt 5.2.3). Die Versagenswahrscheinlichkeit ist also trotz der möglichen Streuungen bei der Unsicherheit des Modellfaktors gut einzugrenzen.
- **Gleiten des Deiches:** Das Verfahren zur Beschreibung des Gleitens wird nicht durch ein empirisches Modell, sondern durch das Kräftegleichgewicht am Deichkörper beschrieben und ist daher deterministisch ($\sigma_z \approx 0\%$). Hierfür ergeben sich die in Tabelle 6.5 berechneten Wahrscheinlichkeiten P_f , die kleiner als 10^{-10} sind. Die Variation der Standardabweichung σ_z , die für das Gleiten zu einer starken Abnahme der Versagenswahrscheinlichkeit führt, ist daher nur hypothetischer Natur.
- **Rückschreitende Erosion (Piping):** weitere deutliche Unterschiede (bis zu 6 Zehnerpotenzen) in den Versagenswahrscheinlichkeiten bei unterschiedlichen Modellunsicherheiten ergeben sich für den Versagensmechanismus „rückschreitende Erosion“ (Piping). Für „rückschreitende Erosion“ sind mitunter große Modellunsicherheiten angegeben worden ($\sigma_z = 0,334$ in [CUR, 1990](#)), so dass hier eine große Bandbreite der Ergebnisse möglich ist (je nach „Wahl“ der Modellunsicherheit). Das bedeutet, dass (i) in jedem Fall die verwendete Unsicherheit bei einer probabilistischen Berechnung angegeben werden muss, um das Ergebnis richtig beurteilen zu können; (ii) die Vorhersage von „rückschreitender Erosion“ trotz einer Vielzahl von Untersuchungen immer noch sehr unzuverlässig ist; und (iii) ähnliche Überlegungen für rückschreitende Erosion angestellt werden müssen wie auch schon für die Kontakterosion in Abschnitt 6.2, d.h.

dass die Bedingungen für das Auftreten der rückschreitenden Erosion mit einbezogen werden müssen.

- **weitere Versagensmechanismen:** die Versagensformen „Klifferosion“ und „Durchströmung“ zeigen für die hier berechnete Variation der Standardabweichung leichte Änderungen der Versagenswahrscheinlichkeit. Dabei nimmt die Versagenswahrscheinlichkeiten für den Versagensmechanismus „Klifferosion“ um insgesamt 1 Zehnerpotenz ab, wenn σ_z von 30% auf 0% reduziert wird. Für den Versagensmechanismus „Durchströmung“ nimmt die Versagenswahrscheinlichkeit um einen Faktor 2,5 ab.

Fazit: bei den meisten der hier untersuchten Versagensmechanismen zeigt eine Variation der Modellunsicherheit von $\sigma_z = 0\%$, 10%, 20%, und 30% kaum Veränderungen der ermittelten Versagenswahrscheinlichkeit. Dieses Ergebnis bedeutet, dass die Qualität eines Modells unter den hier getroffenen Annahmen für die Berechnung der Versagenswahrscheinlichkeit nicht so entscheidend ist, wie bisher vermutet wurde.

Auf der anderen Seite lässt sich für die folgenden Versagensmechanismen die Versagenswahrscheinlichkeit senken, wenn die Modellunsicherheiten reduziert werden können. Bei (i) rückschreitender Erosion bis zu 2 Zehnerpotenzen bei einer Reduktion von σ_z ($\Delta\sigma_z$) um 10%; (ii) Wellenüberlauf bis zu 1 Zehnerpotenz bei $\Delta\sigma_z = 10\%$; (iii) Klifferosion bis zu einem Faktor 2,0 bei $\Delta\sigma_z = 10\%$; und (iv) Durchströmung bis zu Faktor 2,0 bei $\Delta\sigma_z = 10\%$.

Die Aussagen hinsichtlich des Einflusses der Modellunsicherheiten basieren auf den verwendeten Modellen mit den hier untersuchten Eingangsparametern. Vor einer Verwendung der hier getroffenen Aussagen für andere Anwendungsbeispiele muss daher die Übertragbarkeit der Ergebnisse sicher gestellt sein.

6.5.2 Unsicherheiten der Eingangsparameter

Zur Berechnung der hier untersuchten Versagensmechanismen sind Eingabeparameter erforderlich, die von Grenzzustandsgleichung zu Grenzzustandsgleichung stark variieren können. Es ist daher sinnvoll, für die nachfolgende Untersuchung des Einflusses der Unsicherheiten der Eingangsparameter auf die Versagenswahrscheinlichkeit die wichtigsten Parameter herauszusuchen und zu analysieren.

Für die Berechnung der Bedeutung der Eingangsparameter auf die jeweilige Versagenswahrscheinlichkeit bietet die FORM-Analyse die während der jeweiligen Berechnung der Versagenswahrscheinlichkeit hergeleiteten Sensitivitätsfaktoren α_i , mit denen eine derartige Aussage direkt getroffen werden kann (Abschnitt 2.6.1, Gl. 2-14). Sie geben die Gewichtung des jeweiligen Eingabeparameters für die Versagenswahrscheinlichkeit an. Größere Absolutbeträge der α -Werte bedeuten dabei einen größeren Einfluss des Parameters, kleinere Absolutwerte einen kleineren Einfluss, positive Werte bedeuten eine größere Versagenswahrscheinlichkeit bei Erhöhung des Eingangsparameters, negative Werte entsprechend bei der Verringerung des Eingangsparameters. Um bei der anstehenden Analyse eine Auswahl treffen zu können, werden nur die absolut größten Sensitivitätsfaktoren ausgelesen und die entsprechenden Eingangsparameter weiter untersucht.

Eine vollständige Analyse der Bedeutung der Eingangsparameter für alle Versagensmechanismen kann aber erst erfolgen, wenn derartige Sensitivitätsfaktoren auch für das MCS-Verfahren vorliegen. Daher ist zunächst ein Verfahren hierfür zu entwickeln.

Die durch die FORM-Analyse ermittelten Sensitivitätsfaktoren α (Gl. (2-14)) nehmen eine Gewichtung der Parameter *im Bemessungspunkt* vor (Abb. 6.4a)). Prinzipiell ist daher die Ermittlung der Sensitivitäten bei einer MC-Simulation nicht möglich, da der Bemessungspunkt hierfür nicht explizit ermittelt wird. Auch Näherungsverfahren hierfür sind im Schrifttum nicht vorhanden.

Der Bemessungspunkt ist der Punkt, der am dichtesten an der Grenze zwischen „Versagen“ und „keinem Versagen“ liegt und den kleinsten Abstand zum Nullpunkt ($x_1 = x_2 = 0$) hat (Abb. 6.4a)). In einer FORM-Analyse wird dieser Punkt iterativ bestimmt, weil auch die Grenzzustandsgleichung und damit der minimale Abstand der Kurve zum Nullpunkt nur angenähert wird (Abb. 6.4a)). In einer MC-Simulation ist dieser Punkt für die Grenzzustandsgleichung $z = R - S = 0,0$ definiert. Da aber bei der Vielzahl der hier verwendeten Parameter ein derartiger Bemessungspunkt analytisch nicht berechnet werden kann, müssen Realisierungen aller Parameter gefunden werden, für die die z -Funktion möglichst nahe an Null herankommt. Bei der hohen Anzahl der benötigten Berechnungen während einer einfachen MC-Simulation ist es sehr wahrscheinlich, dass ein derartiger Punkt gefunden wird. Falls dies nicht der Fall ist, wird der Punkt gewählt, für den der Absolutbetrag von z_i am kleinsten ist, also am wenigsten von Null abweicht (Abb. 6.4b)).

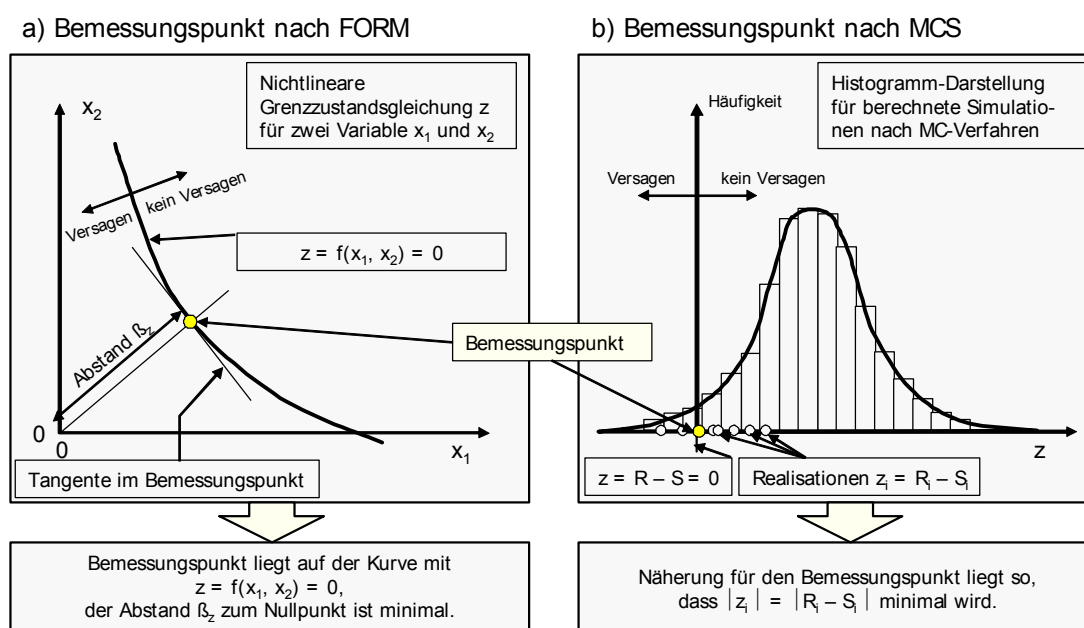


Abb. 6.4: Festlegung des Bemessungspunktes nach FORM und MCS -Verfahren

Da hiermit ein Verfahren für die Bestimmung des „Bemessungspunktes“ vorliegt, kann nun auch die Berechnung der Sensitivitätsfaktoren α für die MC-Simulation abgeleitet werden. Wie bei der FORM-Analyse wird hierfür die partielle Ableitung der Grenzzustandsgleichung im Bemessungspunkt angesetzt (Gl. (2-14)). Dabei werden die Realisationen der Eingangsparameter verwendet, die zur Bestimmung des Bemessungspunktes geführt haben.

Eine Überprüfung dieses Verfahrens mit Hilfe der FORM-Analyse für verschiedene Versagensmechanismen ergab nur geringfügige Abweichungen der Ergebnisse, so dass das Verfahren auch für Mechanismen angewendet wurde, bei denen eine FORM-Berechnung nicht mehr möglich ist. Tabelle 6.6 zeigt einige Berechnungsbeispiele dieses Vergleichs für den fiktiven

Beispieldeich (Abb. 3.1). Um diesen Vergleich zu ermöglichen, wurden hier Versagensmechanismen ausgewählt, die sich sowohl mit Hilfe des FORM- als auch des MCS-Verfahrens berechnen lassen und gleichzeitig vergleichbare Eingangsparameter aufweisen.

Tab. 6.6: Vergleich der berechneten Sensitivitätsfaktoren α für FORM und MC-Analysen am Beispiel des fiktiven Deiches (s. Abschnitt 3.1)

Parameter	h_w		T_p		t_s		M_z	
Versagensmechanismen	FORM	MCS	FORM	MCS	FORM	MCS	FORM	MCS
Stabilität Deckwerk	-0,171	-0,176	-0,149	-0,159			-0,288	-0,339
Geschwindigkeit außen			-0,318	-0,240	-0,168	-0,125	-0,629	-0,693
Erosion Gras außen	-0,608	-0,551			-0,494	-0,698	0,341	0,276
rückschreitende Erosion	-0,090	-0,089						

Die Vergleichsanalyse der nach FORM und MCS berechneten Sensitivitätsfaktoren α in Tabelle 6.6 bestätigt die Richtigkeit der vorgeschlagenen Näherungsverfahren für die MCS-Simulation. Die Unterschiede (bis zu 30%) sind auf die Näherungen in den jeweiligen Verfahren (FORM: Ermittlung des Bemessungspunkts, MCS: Verwendung eines angenäherten Bemessungspunktes) zurückzuführen.

Für die weitere Analyse ist vor allem der Vergleich der Sensitivitätsfaktoren α untereinander wichtig. Hierfür werden die Eingangsparameter nach den Absolutbeträgen der α -Werte sortiert. Diese Reihenfolge ist für die hier untersuchten Fälle für FORM- und MCS-Verfahren gleich.

Ausgehend von diesen Überlegungen wurden nun die jeweils wichtigsten Eingangsparameter der Versagensmechanismen variiert und ihr Einfluss auf die Versagenswahrscheinlichkeit festgestellt. Dabei wird immer nur ein einzelner Eingangsparameter variiert, während alle anderen Parameter auf dem Standardwert belassen werden. Eine *gleichzeitige* Veränderung der Standardabweichung mehrerer Parameter wird zu deutlicheren Veränderungen der Versagenswahrscheinlichkeit führen und erlaubt keine Aussage über die Größe des Beitrages eines einzelnen Eingangsparameters. Daher wird hier im Weiteren nicht darauf eingegangen.

In Abbildung 6.5 sind die Versagensmechanismen dargestellt, bei denen sich die deutlichsten Veränderungen durch die Variation der Standardabweichungen der Eingangsparameter ergeben (dabei ist zu beachten, dass Versagensmechanismen $P_f < 10^{-10}$ nicht berücksichtigt wurden). Die Versagenswahrscheinlichkeit ist dabei für jedes Diagramm auf der y-Achse dargestellt, auf der x-Achse sind die jeweiligen Eingangsparameter aufgetragen. Dabei ist h_w der Wasserstand vor dem Deich [m]; T_p die Wellenperiode [s]; r_{rf} der Rauigkeitsbeiwert für die Außenböschung [-] nach [Schüttrumpf \(2001\)](#); h_k die Kronenhöhe des Deiches [m]; t_s die Sturmflutdauer [h]; ρ_s die Dichte der Deckwerkssteine [t/m³]; p_{imp} , b_{imp} , l_k und k_t sind Faktoren zur Bestimmung der Druckschlagbelastung auf der Außenböschung (Abschnitt 4.1.2.1); d_{fr} ist die Dicke der Kleischicht auf der Außenböschung [m] und c_u die Scherfestigkeit des Kleis [kN/m²].

Für jeden Eingangsparameter sind drei Säulen dargestellt, die den Berechnungen für eine Standardabweichung von $f_\sigma = 50\%$, 100% und 150% des Standardwertes (von links nach rechts in Abbildung 6.5) entsprechen. Die Standardwerte für den fiktiven Beispieldeich sind der Anlage B zu entnehmen.

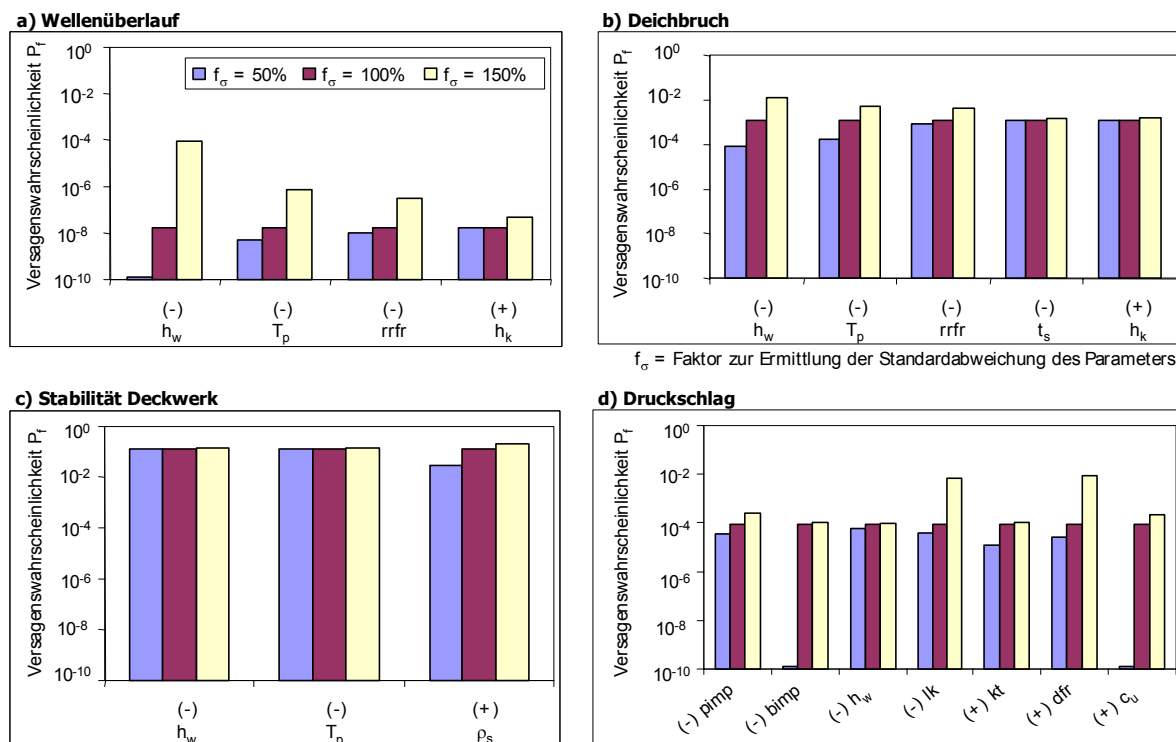


Abb. 6.5: Variationen der Parameterunsicherheiten und ihre Auswirkung auf die Versagenswahrscheinlichkeit für ausgewählte Versagensmechanismen des fiktiven Beispeldeichs

Abbildung 6.5 zeigt, dass für die Variationen einzelner Parameterunsicherheiten nur in wenigen Fällen deutliche Unterschiede der gesamten Versagenswahrscheinlichkeit für die Grenzzustandsgleichung ermittelt werden. Die wesentlichen Unterschiede entstehen durch Variation von:

- **Wasserstand h_w :** die variierten Unsicherheiten zeigen einen großen Einfluss auf den Wellenüberlauf (6 Zehnerpotenzen) und das Verhalten beim Deichbruch (2 Zehnerpotenzen), während er bei der Deckwerksstabilität und Druckschlägen vernachlässigt werden kann. Der Wasserstand ist vor allem wegen des Wellenüberlaufs einer der wesentlichen Eingangsparameter, dessen Unsicherheit möglichst genau bestimmt werden sollte. Die deterministische Sensitivitätsanalyse hat bereits die Bedeutung dieses Eingangsparameters aufgezeigt (vgl. Abschnitt 5.1.3).
- **Wellenperiode T_p :** beeinflusst wird hier wiederum der Wellenüberlauf (2 Zehnerpotenzen) und der Deichbruch (2 Zehnerpotenzen). Auch die Wellenperiode bzw. die Wellensteilheit ist zusammen mit der jeweiligen Unsicherheit bzw. Verteilung möglichst genau zu bestimmen.
- **Dichte der Deckwerkssteine ρ_s :** der Parameter wirkt nur auf die Versagensmechanismen des Deckwerks (Stabilität des Deckwerks, Auftrieb des Deckwerks), die Abschätzung der Unsicherheit bewirkt dort aber die deutlichsten Veränderungen (ungefähr eine Zehnerpotenz bei der Stabilität und mehr als 7 Zehnerpotenzen beim Auftrieb des Deckwerks);
- **weitere Eingangsparameter:** deutliche Veränderungen ergeben sich unter anderem auch durch weitere Parameter, die nur auf einen Versagensmechanismus Einfluss haben,

wie z.B. die Parameter l_k , k_t und d_{fr} beim Mechanismus Druckschlag (vgl. Abschnitt 4.1.2.1).

Die Unsicherheit der Wellenhöhe H_s hat nicht den erwarteten signifikanten Einfluss auf die Versagenswahrscheinlichkeiten der Mechanismen, während die Unsicherheiten der Wellenperiode jedoch eine deutliche Veränderung der Versagenswahrscheinlichkeit bewirken. Die Sensitivitätsfaktoren α und damit die partiellen Ableitungen der Grenzzustandsgleichung im Bemessungspunkt (vgl. Abb. 6.4) sind ein Maß für den Einfluss des jeweiligen Eingangsparameters auf die Versagenswahrscheinlichkeit. Die Begründung für den jeweiligen Einfluss des Eingangsparameters liegt also in der Bedeutung des Eingangsparameters für die Grenzzustandsgleichung, die jedoch nur bei einfachen Gleichungen direkt zu ermitteln ist.

Die Variation der Unsicherheit zeigt also, dass vor allem der Wasserstand und die Wellenperiode einen entscheidenden Einfluss auf die Versagenswahrscheinlichkeit des jeweiligen Versagensmechanismus haben kann. Sie wirken dabei auch auf mehrere Versagensmechanismen. Zur Verdeutlichung der in Abbildung 6.5 grafisch dargestellten Ergebnisse gibt Tabelle 6.7 einen Überblick der Differenzen in der Versagenswahrscheinlichkeit (ausgedrückt als Zehnerpotenz) für den fiktiven Beispieldeich, wenn die Unsicherheiten der jeweiligen Eingangsparameter zwischen 50% und 150% des Standardwertes ($0,5 - 1,5 \cdot \sigma_x$) variiert werden (Standardwerte nach Tab. 5.1). Dabei ist zusätzlich auch der Einfluss der Dichte der Deckwerksteine auf den Versagensmechanismus „Auftrieb Deckwerk“ dargestellt. Alle nicht in Tabelle 6.7 aufgeführten Versagensmechanismen zeigen keine oder nur vernachlässigbare (weniger als eine Zehnerpotenz) Auswirkungen der Parameterunsicherheiten auf die Versagenswahrscheinlichkeit P_f .

Tab. 6.7: Zehnerpotenzdifferenzen der Versagenswahrscheinlichkeit bei Variation der Unsicherheiten (zwischen 50% und 150% des Standardwertes) der Eingangsparameter für ausgewählte Versagensmechanismen des fiktiven Beispieldeichs

	h_w [m]	T_p [s]	$rrfr$ [-]	ρ_s [t/m ³]	d_{fr} [m]	k_t [m]
Wellenüberlauf	5,9	2,1	1,2	-	-	-
Deichbruch	2,0	1,2	0,0	-	-	-
Stabilität Deckwerk	-	-	-	0,8	-	-
Druckschlag	-	-	-	-	1,3	1,2
Auftrieb Deckwerk	-	-	-	7,5	-	-

Fazit: Vor allem der Wasserstand und die Wellenperiode stellen wichtige Eingangsparameter für mehrere Versagensmechanismen dar, deren Unsicherheiten möglichst genau bestimmt werden sollten. Fehlt diese Information, so können die inhärenten Unsicherheiten in diesen Eingangsparametern deutliche Veränderungen der Versagenswahrscheinlichkeit hervorrufen. Diese Erkenntnis ist besonders vor dem Hintergrund der Bedeutung der Naturspektren (im Vergleich zu den theoretischen Spektren) auf die hydrodynamischen Randbedingungen des Deiches wichtig.

Vor dem Hintergrund von mehr als 80 Eingangsparametern und 25 Versagensmechanismen ist der Einfluss einzelner Unsicherheiten der Eingangsparameter insgesamt nicht so hoch zu werten, wie ursprünglich vermutet wurde. Dabei muss hier vor allem darauf hingewiesen werden, dass hier immer nur die Unsicherheiten eines einzelnen Eingangsparameters verän-

dert wird. Die gleichzeitige Variation der Unsicherheiten mehrerer Parameter muss nach den Gesetzen der Probabilistik zu deutlichen Veränderungen der Versagenswahrscheinlichkeit führen und ist daher hier nicht näher untersucht worden.

6.5.3 Statistischer Verteilungstyp

In der Regel ist die Art der statistischen Verteilung bei den meisten Eingangsparametern unbekannt. In verschiedenen Hinweisen im Schrifttum finden sich unterschiedliche Angaben zu Verteilungstypen einzelner Parameter, aber entweder sind diese Verteilungen nur lokal für die jeweilige Anwendung gültig oder sie wurde auf Basis von Erfahrung geschätzt. Detaillierte Angaben, wie der Verteilungstyp an eventuell bestehende Daten angepasst wurde, fehlen vollständig.

Die übliche Vorgehensweise ist daher, aus Mittelwert und Standardabweichung des Datensatzes (oder entsprechender Schätzwerte) unter Annahme einer Normalverteilung die Verteilungsparameter zu berechnen (z.B. mit der Momentenschätzmethode, vgl. hierzu Kortenhaus & Oumeraci, 2002b). Diese Annahme ist aufgrund der fehlenden Informationen zunächst die einfachste, muss aber anhand einer Variation des Verteilungstyps geprüft werden. Hierfür wurden für die wichtigsten der hier verwendeten Eingangsparameter (die Auswahl erfolgte entsprechend den in Abschnitt 6.5.1 dargestellten Vorgehen) neben der Normal-Verteilung auch eine Log-Normal und eine Weibull-Verteilung, also zwei Extremwertverteilungen angesetzt. Abbildung 6.6 zeigt einen Vergleich von vier Verteilungsfunktionen, deren Verteilungsparameter auf Grundlage eines fiktiven Datensatzes mit dem Mittelwert ($\mu_x = 2,50$) und der Standardabweichung ($\sigma_x = 0,20$) mit Hilfe der Momentenschätzmethode bestimmt wurden. Die hier ebenfalls dargestellte Gumbelverteilung ist ein Beispiel für eine rechtsschiefe Extremwertverteilung und soll den Unterschied zur Weibull-Verteilung aufzeigen. Sie wird für das weitere Vorgehen jedoch nicht verwendet.

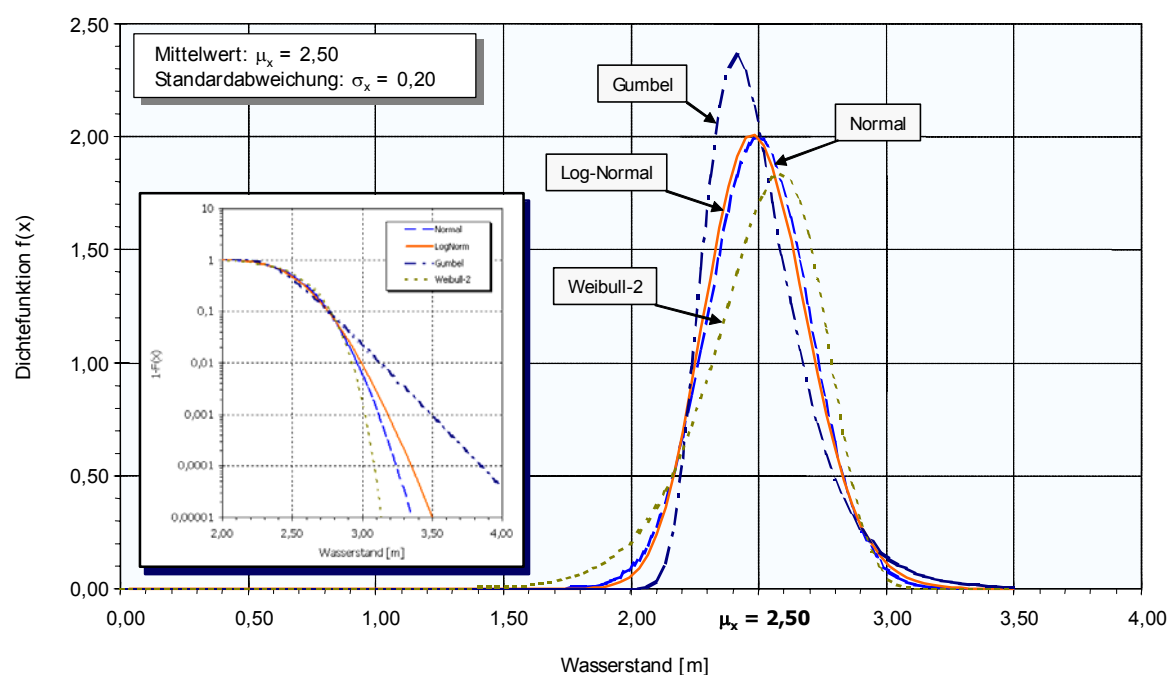


Abb. 6.6: Darstellung von Normal-, Log-Normal-, zweiparametriger Weibull- und Gumbel-Verteilung für einen fiktiven Datensatz X mit $\mu_x = 2,50$ und $\sigma_x = 0,20$

Die Grafik zeigt, dass die Normal- und die Log-Normal-Verteilung sehr ähnlich sind. Auch die anderen Verteilungen folgen dem Verlauf der Normalverteilung recht gut, weichen aber je nach Verteilungsart rechts oder links von der Dichtefunktion der Normalverteilung ab. Unterschiede finden sich vor allem im Bereich kleiner Wahrscheinlichkeiten am rechten „Schwanz“ der Verteilungen (s. vor allem Darstellung der Überschreitungswahrscheinlichkeiten im kleinen Bild in Abb. 6.6). Hier werden Differenzen auftreten, die sich möglicherweise auf die Versagenswahrscheinlichkeit des betrachteten Versagensmechanismus auswirken. Dies muss im Folgenden noch geprüft werden. Auf das Testen weiterer Verteilungen wurde hier verzichtet, da die Schätzung des Verteilungstyps der Parameter in der Regel nur zwischen ein oder zwei Verteilungen erfolgen sollte. Die Verwendung anderer Verteilungen als der Normalverteilung sollte daher nur auf der Grundlage von Daten erfolgen bzw. mit dem Hintergrund von im Schrifttum angegebenen Analysen.

Abbildung 6.7 zeigt den Vergleich der statistischen Verteilungstypen für ausgewählte Versagensmechanismen und Eingangsparameter. Dabei sind für jeden Versagensmechanismus (Wellenüberlauf, Deichbruch, Stabilität Deckwerk, Druckschlag) auf der x-Achse die wichtigsten Eingangsparameter und auf der y-Achse zugehörige Versagenswahrscheinlichkeit P_f aufgetragen. Alle weiteren Versagensmechanismen zeigen bei Variation des statistischen Verteilungstyps der Eingangsparameter nur vernachlässigbare Veränderungen der Versagenswahrscheinlichkeit und sind daher in Abbildung 6.7 nicht dargestellt.

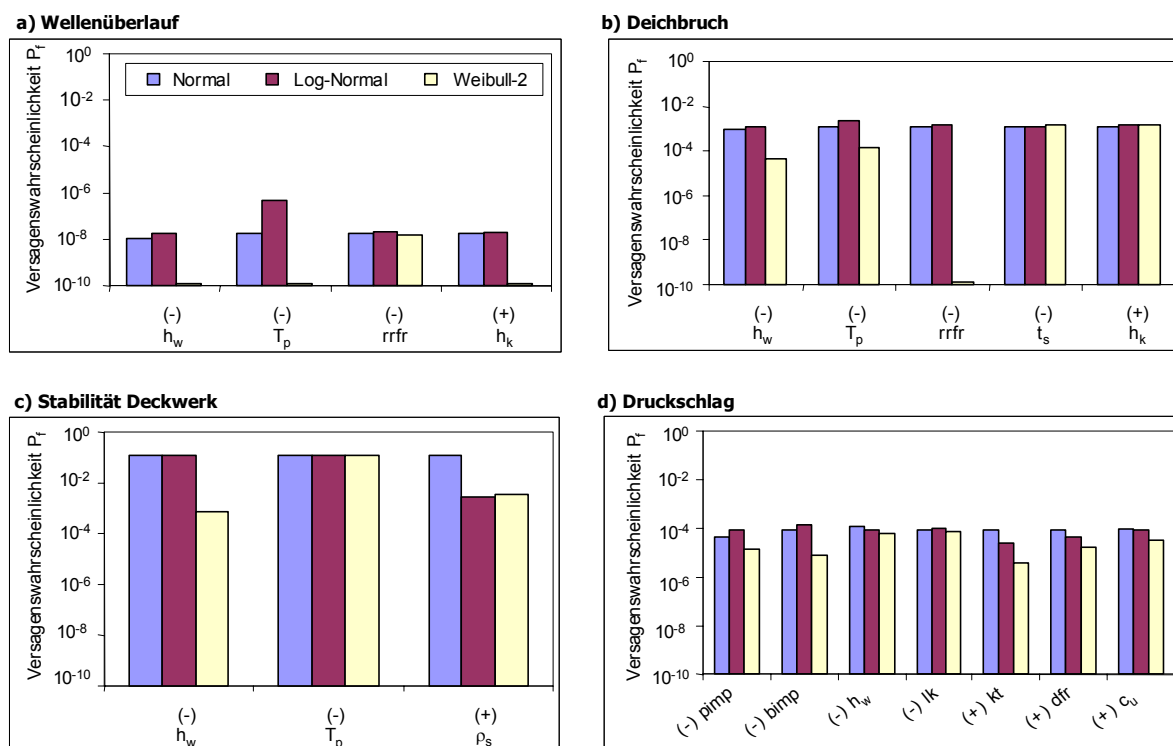


Abb. 6.7: Variationen der statistischen Verteilungen der Eingangsparameter und ihre Auswirkung auf ausgewählte Versagensmechanismen für den fiktiven Beispieldeich

Grundsätzlich verändern sich durch die Auswahl unterschiedlicher statistischer Verteilungstypen nur einige Versagenswahrscheinlichkeiten, die meisten bleiben jedoch unverändert. Diese Veränderung ist im Wesentlichen abhängig von der Bedeutung des Parameters für die jeweilige Grenzzustandsgleichung. Dies ist insbesondere bei den Versagensmechanismen Wellen-

überlauf und Deichbruch gut zu erkennen. Die Eingangsparameter sind von links nach rechts in der Größe ihres Einflusses sortiert. Daher sind die größten Variationen auf der linken Seite der Grafik bzw. nach dem Vorzeichenwechsel des Parameters zu erwarten¹³⁾. Die Einflüsse der Eingangsparameter bleiben durch die Wahl einer anderen Verteilung als der Normalverteilung entweder ungefähr gleich oder werden kleiner. Das bedeutet, dass die Verwendung der Normalverteilung i.d.R. nicht zu Abschätzungen führen kann, die zu kleine Versagenswahrscheinlichkeiten vorhersagen. Wenn also bei besserer oder grundlegend neuer Kenntnis der vorhandenen Daten eine andere Verteilung gewählt werden muss, so führt das bei den angegebenen Beispielen i.d.R. zu kleineren Versagenswahrscheinlichkeiten als bei der Verwendung einer Normalverteilung. Die genaue Kenntnis des Verteilungstyps kann z.B. für den Wasserstand h_w zu einer Reduktion bis zu 2 Zehnerpotenzen (Versagensmechanismus „Stabilität Deckwerk“ bei Annahme einer Weibull-2-Verteilung), für die Wellenperiode T_p bis zu einer Zehnerpotenz („Deichbruch“, Weibull-2-Verteilung) und für die Dichte der Deckwerksteine ρ_s bis zu 2 Zehnerpotenzen („Stabilität Deckwerk“) führen.

Fazit: die Variation des statistischen Verteilungstyps bei den Unsicherheiten der Eingangsparameter führt bei den untersuchten Beispieldeichen im Allgemeinen zu gleich bleibenden oder kleineren Versagenswahrscheinlichkeiten als bei der Verwendung einer Normalverteilung. Beim Fehlen ausreichender Dateninformationen wird üblicherweise eine Normalverteilung angesetzt und daher werden i.d.R. zu hohe Versagenswahrscheinlichkeiten berechnet. Zusätzlicher Forschungsaufwand und die damit erreichbare genauere Kenntnis der jeweiligen Verteilungstypen kann daher Reduktionen der Versagenswahrscheinlichkeiten ergeben.

6.6 Zusammenfassung und Bewertung

In diesem Kapitel sind die Versagenswahrscheinlichkeiten der einzelnen Mechanismen, die zum Deichversagen beitragen, ermittelt worden. Hierfür wurden die Grenzzustandsgleichungen aus den Kapiteln 2 und 4 sowie die Unsicherheiten der Eingangsparameter und Modelle aus Kapitel 5 herangezogen. Für die Illustration des prinzipiellen Vorgehens wurde dabei der fiktive Beispieldeich herangezogen. Die Berechnung der Versagenswahrscheinlichkeit ist für alle Versagensmechanismen für jeden der drei Beispieldeiche aus Kap. 3 (einschließlich der Variationen des fiktiven Beispieldeiches) durchgeführt worden.

Die Analyse vorhandener und die Entwicklung neuer Grenzzustandsgleichungen hat gezeigt, dass die meisten Beschreibungen der Versagensmechanismen sehr komplex und nicht mit einfachen Verfahren zu ermitteln sind. Daher ist eine Software erforderlich, die (i) die komplexen Grenzzustandsgleichungen für Deiche gleichzeitig berechnen und (ii) die Zusammenhänge der Versagensmechanismen in Form eines Fehlerbaumes berücksichtigen kann. Die zur Zeit verfügbare Software wird diesen Anforderungen nur mit großem Eingabeaufwand gerecht.

¹³⁾ Hinweis: der Wechsel des Vorzeichens gibt nur die veränderte Wirkung des jeweiligen Parameters an: positive Parameter lassen die Sicherheit bei größer werdenden Parametern steigen, negative Parameter verringern die Sicherheit

Auf Grundlage einer FORM-Analyse (bei einfacheren Grenzzustandsgleichungen) sowie einer Monte-Carlo-Simulation (bei komplexeren Grenzzustandsgleichungen) wird daher eine eigene Software entwickelt und anhand von einfachen Beispielen sowie in Gegenüberstellung mit den Ergebnissen kommerzieller Software und aus dem Schrifttum getestet.

Grundlage für die Berechnung sind die in Anlage A für alle Beispieldeiche zusammengestellten Eingangsparameter mit den in Tabelle 5.1 angegebenen Unsicherheiten und die Modellfaktoren entsprechend Tabelle 5.2. Unter Anwendung der eigenen Software wurden die Versagenswahrscheinlichkeiten aller 25 Versagensmechanismen unabhängig voneinander berechnet und in Tabelle 6.5 für alle Beispieldeiche aus Kapitel 3 zusammengestellt. Die Ergebnisse zeigen, dass

- die Versagenswahrscheinlichkeiten der Erosionsmechanismen auf der Außenböschung für alle drei Beispieldeiche sehr hoch sind;
- die Versagensmechanismen „Wellenüberlauf“ und „Überströmen des Deiches“ bei Annahme einer zulässigen Überlaufrate $q_{zul} = 30l/(s \cdot m)$ ausgeschlossen werden können; die Überflutung des Hinterlandes wird daher im Wesentlichen durch den Versagensmechanismus „Deichbruch“ hervorgerufen;
- das Gleiten des gesamten Deiches ausgeschlossen werden kann;
- alle Grenzzustandsgleichungen auf der Binnenböschung des Deiches sehr geringe Versagenswahrscheinlichkeiten aufweisen. Versagen kann hierfür nur eintreten, wenn Wellen über den Deich laufen und auf der Binnenböschung Versagen auslösen. Da Wellenüberlauf aber nur mit einer geringen Wahrscheinlichkeit auftritt, müssen auch die Versagensmechanismen auf der Binnenböschung eine geringe Versagenswahrscheinlichkeit aufweisen; Variation 1 des fiktiven Beispieldeiches zeigt, dass bei Annahme eines hohen Wasserstandes vor dem Deich die Versagenswahrscheinlichkeiten auf der Binnenböschung deutlich ansteigen und daher auch ein Versagen über die Binnenböschung wahrscheinlich wird;
- sowohl rückschreitende Erosion als auch Kontakterosion Versagensmechanismen darstellen, die nicht ohne vorgeschaltete Versagensmechanismen eingesetzt werden dürfen, weil beide z.B. eine Durchströmung des Deiches erfordern.

Die Unsicherheiten der Eingangsparameter und Modelle und ihre Bedeutung auf die Versagenswahrscheinlichkeit des jeweiligen Mechanismus wurden unter drei Gesichtspunkten eingehender untersucht: (i) die Bedeutung der Modellfaktoren (Variation der Standardabweichung zwischen 0% und 30%); (ii) die Bedeutung der Eingangsparameter (Variation der Standardabweichung zwischen 50% und 150% des Ausgangswertes); und (iii) die Auswirkungen möglicher Veränderungen der statistischen Verteilungstypen der Eingabeparameter (Normal, Log-Normal und Weibull-Verteilung). Die Analyse hierzu hat zu folgenden Ergebnisse geführt:

- die Modellunsicherheit (Variation der Standardabweichung des Modellfaktors) wirkt sich nur bei den Versagensmechanismen „Wellenüberlauf“, „Gleiten des Deiches“ und „rückschreitende Erosion“ deutlich auf die Versagenswahrscheinlichkeit aus. Bei allen anderen Versagensmechanismen ändert sich die Versagenswahrscheinlichkeit nur geringfügig (weniger als eine Zehnerpotenz).
- die Ermittlung der Abhängigkeit der Versagenswahrscheinlichkeit von den Eingangsparametern wurde nur für die wichtigsten Parameter durchgeführt. Die Ermittlung dieser Bedeutung erfolgte durch die Analyse der Sensitivitätsfaktoren α , die bei der FORM-Analyse bereits enthalten sind und für die MCS-Analyse durch ein Näherungsverfahren

abgeleitet wurden. Auf dieser Grundlage hat die Analyse ergeben, dass vor allem die Unsicherheit des Wasserstandes und der Wellenperiode den bedeutendsten Einfluss auf die Versagenswahrscheinlichkeiten haben (bis zu mehreren Zehnerpotenzen) und daher bei einer Bemessung genauer untersucht werden müssen.

- als Verteilungstyp wird (falls keine weiteren Angaben vorliegen) vorgeschlagen, eine Normalverteilung anzusetzen, wobei Mittelwert und Standardabweichung entweder aus den Daten ermittelt oder geschätzt werden. Die Normalverteilung und mögliche Alternativen (Log-Normal- und Weibull-Verteilung) wurden auf ihre Auswirkungen auf die Versagenswahrscheinlichkeit untersucht. Dabei konnte festgestellt werden, dass die Normalverteilung tendenziell immer die höchsten Versagenswahrscheinlichkeiten liefert.

Nachdem die Berechnung der Versagenswahrscheinlichkeiten für die einzelnen Mechanismen nun diskutiert wurde, muss im Folgenden die Einbindung dieser einzelnen Mechanismen in einen Fehlerbaum erfolgen, so dass auch die Gesamt-Versagenswahrscheinlichkeit des Deiches quantifiziert werden kann.

7 – Fehlerbaumanalyse



7 Fehlerbaumanalyse

7.1 Grundlagen zur Ermittlung der Gesamt-Versagenswahrscheinlichkeit und verwendete Software

Die Grundlagen zur Ermittlung der Gesamt-Versagenswahrscheinlichkeit von Systemen sind in Abschnitt 2.7 vorgestellt und diskutiert worden. Der Fehlerbaum beschreibt dabei die Abfolge der einzelnen Mechanismen bis hin zum Gesamtversagen des Deiches. Grundlage für die Erstellung des Fehlerbaums bildet hier die Analyse von Schadensfällen (Abschnitt 2.2). Dabei ist vor allem das Versagen des Deiches von der Außen- und Binnenböschung analysiert worden.

Für die Außenböschung beginnt das Versagen entweder durch die Erosion der Grasnarbe und der Kleischicht unter der Voraussetzung einer kritischen Geschwindigkeit oder durch das Versagen eines Deckwerkes bzw. durch Druckschläge auf der Böschung. Diese Erosion oder ein etwaiger Böschungsbruch führt nur dann zum Versagen der Außenböschung, wenn auch der Deichkern auf der Außenböschung erodiert wird (Klifferosion).

Auf der Binnenböschung führt entweder ein Böschungsbruch, die Erosion der Binnenböschung oder das Abrutschen der Kleidecke zum Versagen, wenn zusätzlich auch der Deichkern auf der Binnenböschung („Teilbruch Binnenböschung“) versagt. Erosion der Binnenböschung und Abrutschen der Kleischicht sind dabei als Teilbäume A und B definiert. Diese Teilbäume sind auch wesentlich für das Eintreten des Kappensturzes, der nach Abschnitt 4.1.4 wie ein Böschungsbruch modelliert wird.

Für das Versagen durch innere Erosion ist die Voraussetzungen einer Durchströmung (Abschnitt 4.1.5) in den Fehlerbaum aufgenommen worden. Hier wird angenommen, dass die innere Erosion den Deich so stark vorschädigt, dass nur noch das vollständige Versagen des Deichkerns erfolgen muss.

Diese Analyse führt schließlich zu einem ersten provisorischen Fehlerbaum, der bereits in Abbildung 2.9 dargestellt wurde. Im dort gezeigten Fehlerbaum sind einige Versagensmechanismen, die im Schrifttum erwähnt werden, weggelassen worden (z.B. Sabotage, Vandalismus, Schiffskollision, Treibgut, Verflüssigungsbruch, Auswaschungen, Suffosion). In der Regel sind diese Mechanismen entweder nicht durch eine Grenzzustandsgleichung erfassbar (wie z.B. Sabotage oder Vandalismus) oder es liegen noch keine Untersuchungen vor, die eine Entwicklung von Grenzzustandsgleichungen ermöglichen. Weitere Details hierzu sind in [Kortenhuis & Oumeraci \(2002b\)](#) enthalten.

Alle anderen Kästchen enthalten einen zu berechnenden Versagensmechanismus. Sie sind durch die Ungleichung „ $R < S$ “ charakterisiert. Die Verknüpfung dieser Versagensmechanismen untereinander erfolgt durch Knoten (Erläuterungen in Abschnitt 2.7). Beginnend bei den Wurzeln des Baumes werden die Knoten nacheinander berechnet (vgl. Abschnitt 2.7). Die Versagenswahrscheinlichkeit, die sich an einem Knoten berechnet, wird zusammen mit anderen Knoten bzw. Versagenswahrscheinlichkeiten als Eingangswahrscheinlichkeit für den Knoten der nächsthöheren Ebene verwendet, bis schließlich die Versagenswahrscheinlichkeit des Top-Ereignisses „Überflutung“ berechnet werden kann.

Der so erstellte Fehlerbaum ist sehr komplex und infolge des hohen Rechenaufwands durch manuelle Berechnung nicht mehr zu handhaben. Die daher einzusetzende Software soll wie in Abschnitt 6.2 für einzelne Versagensmechanismen untersucht und bewertet werden. Tabelle 7.1 gibt einen Überblick über die hierfür verwendeten Programme.

Tab. 7.1: Verwendete Software zur Ermittlung der Gesamt-Versagenswahrscheinlichkeit aus einem Fehlerbaum mit ihren jeweiligen Vor- und Nachteilen

Software	Strurel	eigene Software	MS Excel (VBA ^{*)} -Erw.)
Merkmale	Software-Paket der Firma RCP, München, benötigt Codierung des Fehlerbaums als Cut-Sets	einfache Berechnung der Gesamt-Versagenswahrscheinlichkeit	mit VBA Routinen erweitert, verwendet für deterministische und Fehlerbaum-Berechnung
Vorteile	professionelle Software, beinhaltet komplexe Programmierung	schnelle Darstellung des Gesamtergebnisses aus zuvor berechneten Versagenswahrscheinlichkeiten	schnelle, anschauliche Darstellung und Fehlerbaum-berechnung, gute Kontrolle der Ergebnisse
Nachteile	sehr aufwändige Erstellung der Cut-Sets notwendig, unübersichtlich	bisher keine grafische Darstellung des Ergebnisses, daher entfällt die Kontrollmöglichkeit	keine probabilistische Berechnung der Versagenswahrscheinlichkeit möglich, Ergebnisse der prob. Berechnung müssen per Hand übernommen werden

^{*)} VBA = Visual Basic for Applications

Die Strurel-Software hat sich bei der Ermittlung der Gesamt-Versagenswahrscheinlichkeit des Deiches vor allem wegen der Komplexität des Systems, der mitunter aufwändigen Grenzzustandsgleichungen und der für die Eingabe notwendigen Vereinfachungen zu Cut-Sets als etwas zu umständlich herausgestellt.

In Abschnitt 6.1 ist die eigene Software für die Berechnung der Versagenswahrscheinlichkeiten der einzelnen Versagensmechanismen vorgestellt worden. Diese Software wird nun so erweitert, dass sie die Knoten des in Abbildung 2.9 dargestellten Fehlerbaumes auf Grundlage der in Abschnitt 2.7 dargestellten Beziehungen berechnen kann. Damit können die zuvor ermittelten Versagenswahrscheinlichkeiten für die Grenzzustandsgleichungen eingebunden und die Gesamt-Versagenswahrscheinlichkeit sofort ermittelt werden.

Gleichzeitig werden mehrere Visual-Basic (VBA)-Routinen unter Microsoft Excel mit dem gleichen Ziel erstellt. Diese Software bietet zusätzlich die Möglichkeit der grafischen Darstellung des Fehlerbaumes (vgl. Abb. 7.1) und damit einer schnelleren Visualisierung der Ergebnisse.

Wegen der notwendigen grafischen Darstellung der Ergebnisse werden im Folgenden die Excel-Routinen verwendet. Zusätzlich wird für eine schnelle Darstellung des Gesamtergebnisses auch die selbst entwickelte Software ohne grafische Ausgabe verwendet, um den Einfluss von Änderungen der Versagenswahrscheinlichkeiten der einzelnen Versagensmechanismen schnell überprüfen zu können.

7.2 Berechnung der Gesamt-Versagenswahrscheinlichkeit eines Seedeiches

Abbildung 7.1 zeigt den in Abbildung 2.9 vorgestellten Fehlerbaum mit Berechnungsergebnissen für den fiktiven Beispieldeich (s. Abb. 3.1). Die jährliche Gesamt-Versagenswahrscheinlichkeit des Deiches gegen Überflutung beträgt $P_f = 8,4 \cdot 10^{-6}$. Der wesentliche Beitrag zu diesem Ergebnis wird durch das Versagen der Außenböschung geliefert, während die Beiträge der Binnenböschung, des Kappensturzes und der inneren Erosion dem gegenüber sehr klein sind. Diese Ergebnisse und weitere Details sollen im Folgenden beurteilt und diskutiert werden.

Die Berechnungen zum Fehlerbaum basieren auf den nachfolgenden Voraussetzungen:

- die Ergebnisse der Berechnungen aus Kapitel 6 werden direkt übernommen und auf Grundlage der in Abschnitt 2.7 beschriebenen Verknüpfungen des Fehlerbaums zur Gesamt-Versagenswahrscheinlichkeit berechnet; alle Verknüpfungen werden dabei möglichst genau berechnet (vgl. Tab. 2.3 in Abschnitt 2.7)
- alle Versagensmechanismen an einem Knoten des Fehlerbaumes sind dabei als voneinander unabhängig anzusetzen;
- die mit „A“ und „B“ bezeichneten Teilbäume des Fehlerbaums sind doppelt anzusetzen, sie dienen sowohl der Berechnung der Voraussetzungen des Kappensturzes und des Teilbruchs der Binnenböschung;
- die Berechnung der einzelnen Versagensmechanismen bedingt, dass die fortschreitende Zeit bis zum jeweiligen Versagen nicht für jeden weiteren Versagensmechanismus verwendet wird, d.h. es wird für die Erosion des Kleis als Referenzzeit genauso die Sturmflutdauer verwendet wie für die Erosion des Grases. Eigentlich müsste jedoch für die Erosion des Kleis die Restzeit bis zum Sturmende verwendet werden, da für die Graserosion bereits ein Teil der Zeit „verbraucht“ ist. Dieses vereinfachte Vorgehen wird daher zu kleineren Versagenswahrscheinlichkeiten der später auftretenden Mechanismen führen und daher zu einer kleineren Gesamt-Versagenswahrscheinlichkeit des Deiches (vgl. Szenarienbildung in Abschnitt 7.3).
- das Ergebnis ist u.a. wesentlich von dem zeitabhängigen Versagensmechanismus „Deichbruch“ abhängig, weil dieser allen anderen „Ästen“ des Fehlerbaumes nachgeschaltet ist. So beträgt die Versagenswahrscheinlichkeit aller möglichen Versagen ohne diesen vollständigen Bruch $P_f = 7,2 \cdot 10^{-3}$. Erst zusammen mit der Versagenswahrscheinlichkeit des Deichbruches wird daraus die Gesamt-Versagenswahrscheinlichkeit $P_f = 8,4 \cdot 10^{-6}$.

Die so beschriebenen Erkenntnisse bei der Berechnung des Fehlerbaumes bedeuten, dass zunächst eine Berücksichtigung der zeitlichen Abhängigkeit der Versagensmechanismen unter Berücksichtigung der Versagensform „Deichbruch“ gefunden werden muss (Entwicklung von Versagensszenarien). Darauf aufbauend wird das hier entwickelte Verfahren mit Beispielen aus dem Schrifttum verglichen und bewertet. Im Weiteren muss die Abhängigkeit der Versagensmechanismen untereinander und ihr Einfluss auf die Gesamt-Versagenswahrscheinlichkeit des Deiches untersucht werden. Der Einfluss der Unsicherheiten der Eingangsparameter und Modelle auf den neuen Fehlerbaum mit den Versagensszenarien und der Einfluss der zeitlichen Abhängigkeit der Eingangsparameter wird dann abschließend ermittelt und bewertet.

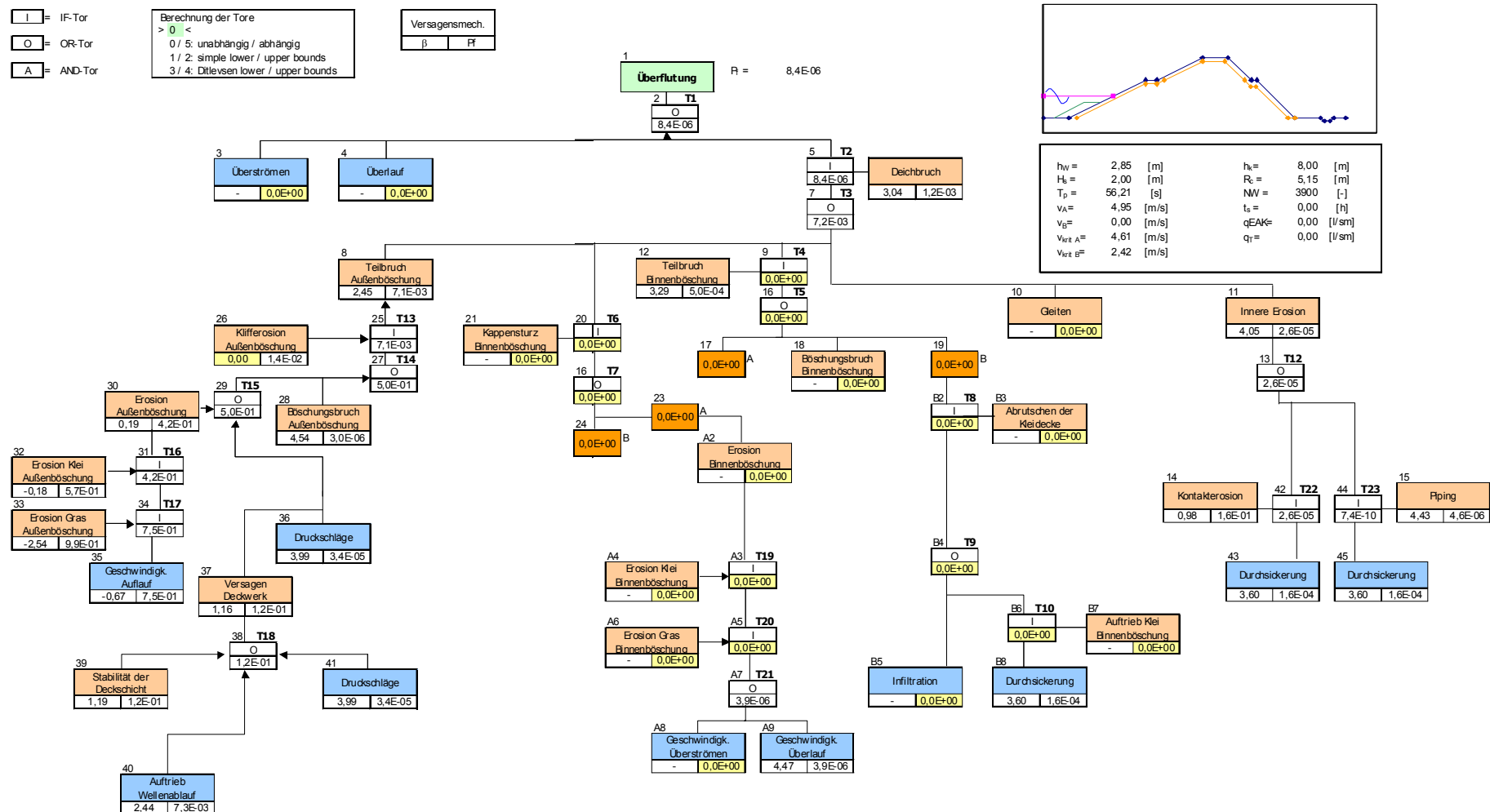


Abb. 7.1: Fehlerbaum mit Berechnungsergebnissen für den fiktiven Beispieldeich

7.3 Verfahren zur Szenarienbildung

In der Berechnung der Gesamt-Versagenswahrscheinlichkeit des Seedeiches stellt die Berücksichtigung der zeitlichen Abhängigkeiten der einzelnen Versagensmechanismen untereinander eine wesentliche Schwierigkeit dar (Abschnitt 7.2). Von den Versagensmechanismen in Tabelle 4.1 beinhalten die Erosion des Grases und des Kleis auf der Außenböschung und der Binnenböschung, die Klifferosion auf der Außenböschung, die Infiltration und Durchströmung des Deiches sowie der „Deichbruch“ eine direkte zeitliche Abhängigkeit. Zur Illustration der Problematik ist in Abbildung 7.2 ein möglicher Versagensast des Fehlerbaums (Abb. 7.1) mit den Versagensmechanismen „Graserosion“, „Kleierosion“, „Klifferosion“ und „Deichbruch“ dargestellt worden.

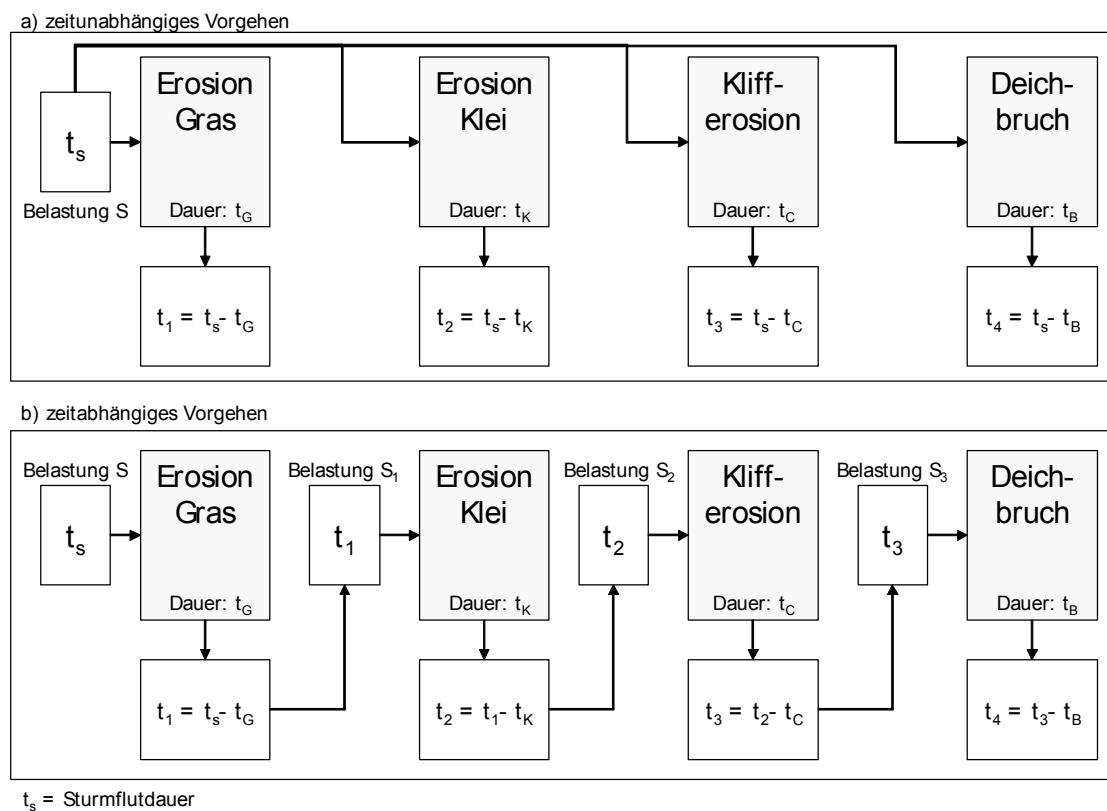


Abb. 7.2: Berücksichtigung der Zeitabhängigkeit bei der Berechnung der Grenzzustandsgleichungen am Beispiel eines „Versagensastes“ der Außenböschung

Bei dem bisher üblichen zeitunabhängigen Vorgehen werden alle Grenzzustandsgleichungen für die Versagensmechanismen unabhängig voneinander durch dieselbe Belastung S (Sturmflutdauer t_s) ermittelt (Abb. 7.2a)). Bei einem zeitabhängigen Vorgehen muss die durch den vorangegangenen Versagensmechanismus „verbrauchte“ Zeit berücksichtigt werden, d.h., dass (mit Ausnahme des ersten Versagensmechanismus) nachfolgende Grenzzustandsgleichungen veränderliche Belastungsgrößen S_1 bis S_3 erhalten (Abb. 7.2b)). Im Folgenden wird daher versucht, Szenarien zu entwickeln, so dass die Veränderungen dieser Belastungsgrößen berücksichtigt werden können.

Hierfür werden Szenarien entwickelt, die sich in drei Schritten aus einem herkömmlichen Fehlerbaum ableiten lassen (Abb. 7.4).

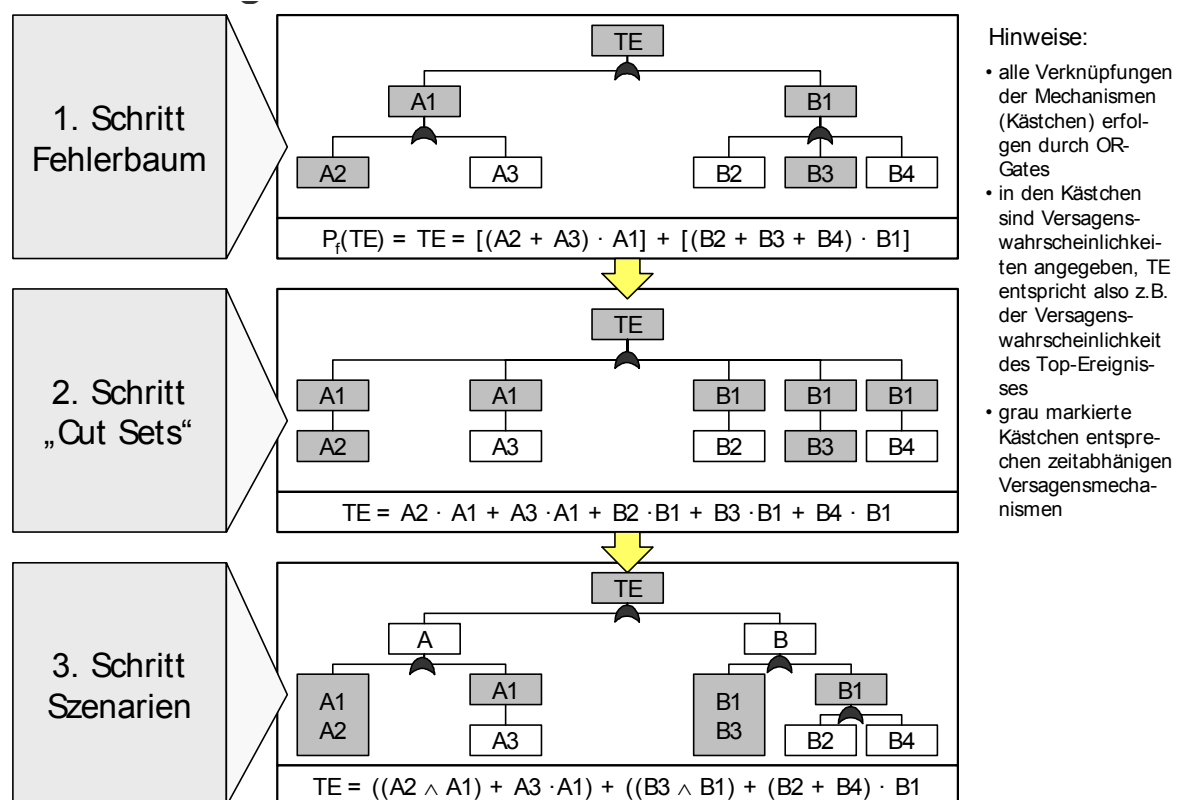


Abb. 7.3: Fiktives Beispiel zur Illustration und Entwicklung von Szenarien aus Fehlerbäumen

1. Schritt: Erstellung des Fehlerbaumes in der bisher üblichen Weise; in Abbildung 7.4 ist hierfür ein einfacher fiktiver Fehlerbaum dargestellt, der aus einem Top-Ereignis (TE, z.B. „Überflutung“) und zwei Ästen A (z.B. Außenböschung) und B (z.B. Binnenböschung) besteht. Die Kästchen A1 bis A3 bzw. B1 bis B4 sind die Versagenswahrscheinlichkeiten von Versagensmechanismen (z.B. A1 = Klifferosion, A2 = Kleierosion auf der Außenböschung; B1 = Teilbruch Binnenböschung; B2 = Böschungsbruch usw.). Alle grau markierten Kästchen stellen dabei zeitabhängige Versagensmechanismen dar.

2. Schritt: Identifikation aller „Szenarien“, die letztendlich zum Versagen des Deiches führen können. Diese Szenarien „cut sets“ (vgl. Abschnitt 2.7) beginnen mit den Versagensmechanismen in den Wurzeln des Baumes und enden mit dem Gesamtversagen des Deiches (in Abbildung 7.4 ist z.B. die Abfolge A2-A1-TE, also die Abfolge „Kleierosion“-„Klifferosion“-„Überflutung“ ein derartiges Szenario). Daraus lässt sich dann eine Versagenswahrscheinlichkeit ermitteln, die der chronologischen Hintereinanderschaltung der Mechanismen entspricht. Wird dies mit allen denkbaren Pfaden des Fehlerbaums gleichermaßen gemacht, entstehen eine Vielzahl von Szenarien, die letztendlich durch ein OR-Tor miteinander verbunden werden.

Anmerkung: Die Gesamt-Versagenswahrscheinlichkeit TE in Schritt 2 (Abbildung 7.4) entspricht bei vereinfachter Berechnung (s. „maximaler Grenzwert“ in Tab. 2.3) dem Wert TE aus Schritt 1. Bei genauer Berechnung („vollkommen unabhängige“ Berechnung in Tab. 2.3) sind für den Fehlerbaum in Abbildung 7.1 ca. 10% höhere Werte berechnet worden ($P_f = 9,2 \cdot 10^{-6}$ statt $P_f = 8,4 \cdot 10^{-6}$).

3. Schritt: Die Anzahl der Szenarien kann reduziert werden, wenn alle zeitunabhängigen Versagensmechanismen in der üblichen Schreibweise berechnet werden. Dabei muss von den Wurzeln des Fehlerbaumes begonnen werden und es darf nur bis zum ersten Auftreten eines zeitabhängigen Versagensmechanismus so gerechnet werden. In Abbildung 7.4 kann z.B. die Verknüpfung von B2 und B4 ohne Bildung von Szenarien erfolgen, da die zugehörigen Versagensmechanismen nicht zeitabhängig sind. Die Gesamt-Versagenswahrscheinlichkeit TE kann dann aus einer Serie-Verknüpfung (OR-Tor) der Szenariengruppen A und B ermittelt werden.

Das vorgeschlagene Verfahren wird auf den Fehlerbaum in Abbildung 7.1 angewendet, wobei sich entsprechend der Einteilung in Tabelle 4.1 die in Tabelle 7.2 dargestellte Einteilung in Szenariengruppen (SG A bis SG E), Szenarien (Sz I bis Sz XI) und Versagensmechanismen (Nr. 1 bis 25) ergibt.

Die Sturmflutdauer t_s ist Eingangsgröße für alle Szenarien, alle Reduktionen der Sturmflutdauer entsprechend Abbildung 7.2b) werden durch die Szenarien erfasst. Alle Mechanismen, die nicht zeitabhängig sind, werden als Versagensbedingung in die Berechnung eingeführt. Die Ermittlung der Versagenswahrscheinlichkeiten dieser Szenarien erfolgt nur noch mit Hilfe der Monte-Carlo-Simulation. Die vier Szenariengruppen SG A bis SG D werden durch ein OR-Tor miteinander verknüpft, das Ergebnis ist die Versagenswahrscheinlichkeit des Top-Ereignisses „Überflutung“. In Abbildung 7.4 sind die Szenariengruppen durch abgerundete Rechtecke zusammengefasst. Der eigentliche Fehlerbaum besteht jetzt nur noch aus den Szenariengruppen und den Versagensmechanismen „Überströmen“ und „Wellenüberlauf“. Neben einer genaueren Erfassung der zeitlichen Abläufe ist damit auch die Übersichtlichkeit des Fehlerbaumes gestiegen.

Die Gesamt-Versagenswahrscheinlichkeit des Deiches gegen Überflutung ist $P_f = 5,1 \cdot 10^{-5}$. Sie liegt damit ungefähr sechsmal so hoch wie für den ursprünglichen Fehlerbaum ($P_f = 8,4 \cdot 10^{-6}$), bei dem die zeitlichen Abhängigkeiten nicht berücksichtigt wurden. Abbildung 7.4 zeigt, dass der ausschließliche Anteil der Deichbruchwahrscheinlichkeit aus dem Versagen der Außenböschung (vor allem „Gras- und Kleierosion der Außenböschung“ und „Versagen des Deckwerks“) resultiert. Alle anderen Szenariengruppen ergeben eine Versagenswahrscheinlichkeit P_f kleiner als 10^{-10} , die in der Darstellung mit $P_f \approx 0,0$ dargestellt ist.

Bei der Szenariengruppe „Kappensturz“ sind sowohl die Versagensvoraussetzungen (Durchströmung bzw. Infiltration) als auch die Wahrscheinlichkeit des Kappensturzes selbst vernachlässigbar gering.

Bei der Szenariengruppe „Binnenböschung“ ist im Wesentlichen die geringe Wahrscheinlichkeit des Wellenüberlaufs ausschlaggebend für die sehr kleine Wahrscheinlichkeit des Versagens. Erst bei niedrigerer Deichkrone und damit ansteigender Wahrscheinlichkeit des Wellenüberlaufs und somit ansteigender Belastung der Binnenböschung wird auch die Versagenswahrscheinlichkeit durch die Binnenböschung steigen.

Bei der Szenariengruppe „Innere Erosion“ sind alle Versagenswahrscheinlichkeiten kleiner als 10^{-10} und daher nicht relevant für die weitere Berechnung. Ein Nachteil dieses Szenarienbaumes ist daher die fehlende Einsicht in die Ursachen für sehr kleine Wahrscheinlichkeiten, da die Versagenswahrscheinlichkeiten der einzelnen Mechanismen nicht weiter aufgeführt werden.

Tab. 7.2: Bildung von Szenarien aus dem Fehlerbaum in Abb. 7.1 für Seedeiche

Nr.	Versagensmechanismus	Szenario	Szenariengruppe
9	Graserosion auf der Außenböschung	Sz I	SG A: Versagen auf der Außenböschung
10	Kleierosion auf der Außenböschung		
11	Klifferosion Außenböschung		
3	vollständiger Deichbruch		
11	Klifferosion Außenböschung	Sz II	
3	vollständiger Deichbruch		
15	Graserosion Binnenböschung	Sz III	SG B: Versagen infolge Kappensturz
16	Kleierosion Binnenböschung		
18	Kappensturz		
3	Deichbruch		
17	Infiltration	Sz IV	
21	Gleiten Klei auf der Binnenböschung		
18	Kappensturz		
3	Deichbruch		
19	Durchsickerung	Sz V	
20	Auftrieb Klei auf der Binnenböschung		
21	Gleiten Klei auf der Binnenböschung		
18	Kappensturz		
3	Deichbruch		
15	Graserosion Binnenböschung	Sz VI	SG C: Versagen auf der Binnenböschung
16	Kleierosion Binnenböschung		
23	Erosion Deich auf der Binnenböschung		
3	Deichbruch		
17	Infiltration	Sz VII	
21	Gleiten Klei auf der Binnenböschung		
23	Erosion Deich auf der Binnenböschung		
3	Deichbruch		
19	Durchströmung	Sz VIII	
20	Auftrieb Klei auf der Binnenböschung		
21	Gleiten Klei auf der Binnenböschung		
23	Erosion Deich auf der Binnenböschung		
3	Deichbruch		
23	Erosion Deich auf der Binnenböschung	Sz IX	
3	Deichbruch		
19	Durchströmung	Sz X	SG D: Versagen im Deichinneren
24	Rückschreitende Erosion		
23	Erosion Deich auf der Binnenböschung		
3	Deichbruch		
19	Durchströmung	Sz XI	
25	Kontakterosion		
23	Erosion Deich auf der Binnenböschung		
3	Deichbruch		

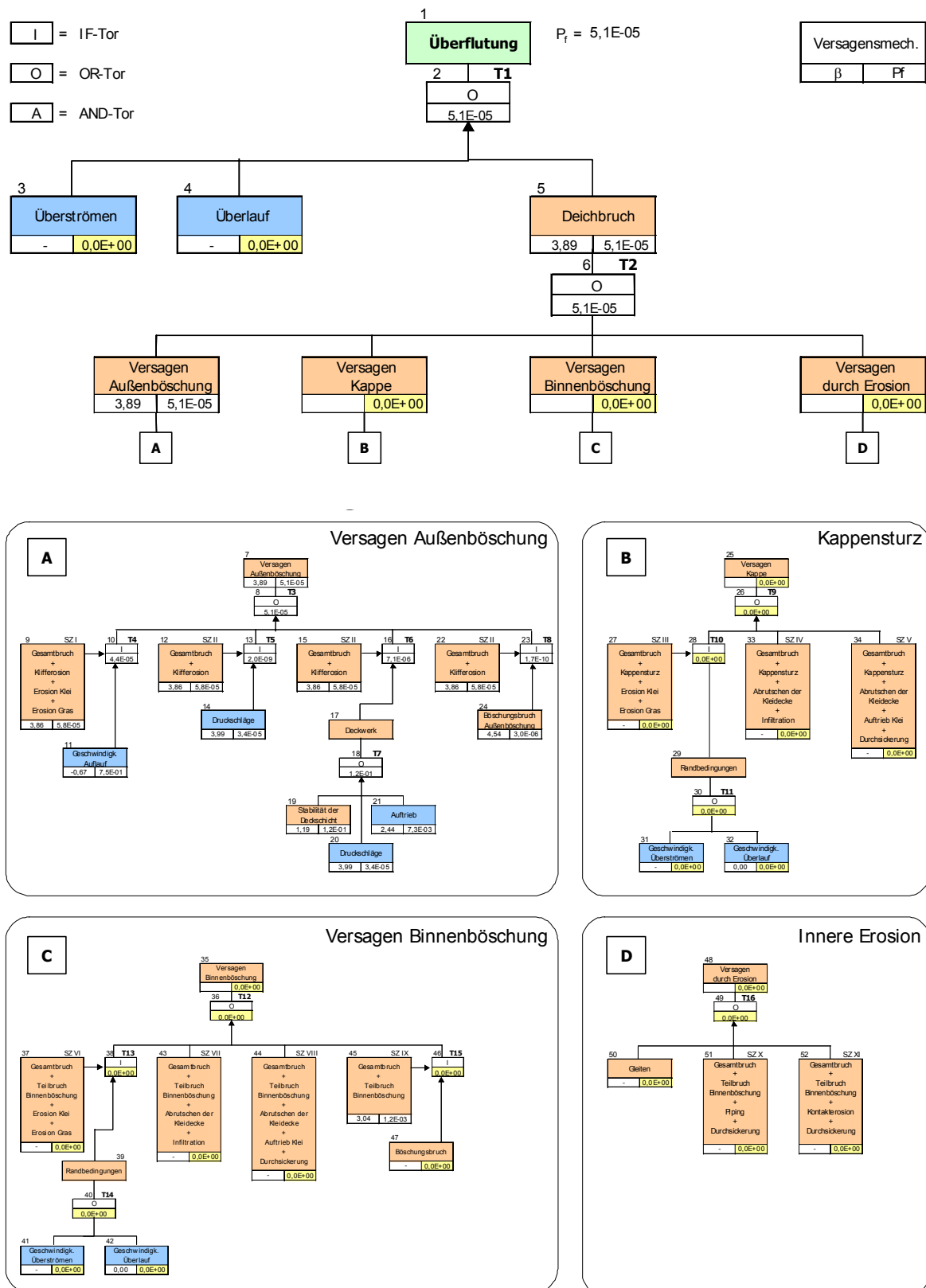


Abb. 7.4: Szenarien-Fehlerbaum mit Berechnungsergebnissen für den fiktiven Beispieldiich

7.4 Vergleich mit Beispielen aus dem Schrifttum

Die Bildung von Szenariengruppen nach den vorgeschlagenen Verfahren hat bei der Ermittlung der Gesamt-Versagenswahrscheinlichkeit eines Deiches gegen Überflutung gezeigt, dass durch die genauere Berücksichtigung der direkten zeitlichen Abhängigkeiten der Versagensmechanismen die Versagenswahrscheinlichkeit um das Sechsfache gestiegen ist. Dieses Ergebnis war zu erwarten, weil die zeitliche Abhängigkeit von der Sturmflutdauer bei sehr vielen Versagensmechanismen berücksichtigt werden musste und einen großen Einfluss auf die jeweiligen Ergebnisse hat.

Im Schrifttum sind bisher nur einfachere Fehlerbäume verwendet worden (vgl. z.B. Abb. 7.5). Das hier entwickelte Verfahren zur Szenarienbildung soll daher in drei Schritten mit den Verfahren aus dem Schrifttum verglichen und bewertet werden:

- der in Beispielen im Schrifttum dargestellte Fehlerbaum wird entsprechend den dort gegebenen Grenzzustandsgleichungen für den fiktiven Beispieldeich berechnet (Schritt 1);
- die Rechnung wird anhand der eigenen Grenzzustandsgleichungen (ohne Berücksichtigung des Verfahrens zur Szenarienbildung) für den fiktiven Beispieldeich nachvollzogen und die Ergebnisse werden verglichen (Schritt 2);
- der Fehlerbaum wird mit dem Verfahren zur Szenarienbildung für den fiktiven Beispieldeich verglichen (Abb. 7.4) und bewertet (Schritt 3).

Schritt 1: Die bisherigen Untersuchungen zur Umsetzung von probabilistischen Bemessungen von Deichen stammen überwiegend aus den Niederlanden. Dabei sind auch Fehlerbäume verwendet worden, bei denen jedoch alle verwendeten Versagensmechanismen durch ein OR-Tor verbunden sind. Zusätzlich sind nicht alle verwendeten Grenzzustandsgleichungen identisch mit den in Tabelle 4.1 beschriebenen Verfahren. Eine Beschreibung der in Holland verwendeten Methoden geben [Vrouwenvelder et al. \(1999\)](#) und [TAW \(2000\)](#), die Unterschiede zu den in dieser Arbeit verwendeten Verfahren sind in Tabelle 7.3 angegeben. Nach diesen Verfahren werden die Versagenswahrscheinlichkeiten für die dort angegebenen Versagensmechanismen für den fiktiven Beispieldeich berechnet und in Abbildung 7.5 dargestellt. Die Gesamt-Versagenswahrscheinlichkeit gegen Überflutung wird mit $P_f = 2,9 \cdot 10^{-4}$ /Jahr ermittelt.

Schritt 2: die Versagensmechanismen werden im 2. Schritt anhand der in Tabelle 4.1 angegebenen Verfahren berechnet und in Tabelle 7.3 mit den holländischen Grenzzustandsgleichungen gegenübergestellt. Für die Berechnung der Gesamt-Versagenswahrscheinlichkeit des Deiches wird derselbe Fehlerbaum wie in Schritt 1 verwendet. Die wichtigsten Ursachen für die Unterschiede sind in Tabelle 7.3 ebenfalls angegeben.

Der Unterschied der Gesamt-Versagenswahrscheinlichkeit liegt etwa in einer Größenordnung. Gründe hierfür liegen vor allem in der zusätzlichen Berücksichtigung des Deichbruches als weiteren Versagensmechanismus bei Schritt 2 (eigene Berechnung), der für den fiktiven Beispieldeich einen wesentlichen Einfluss auf die Berechnung der „Erosion Außenböschung“ aufweist.

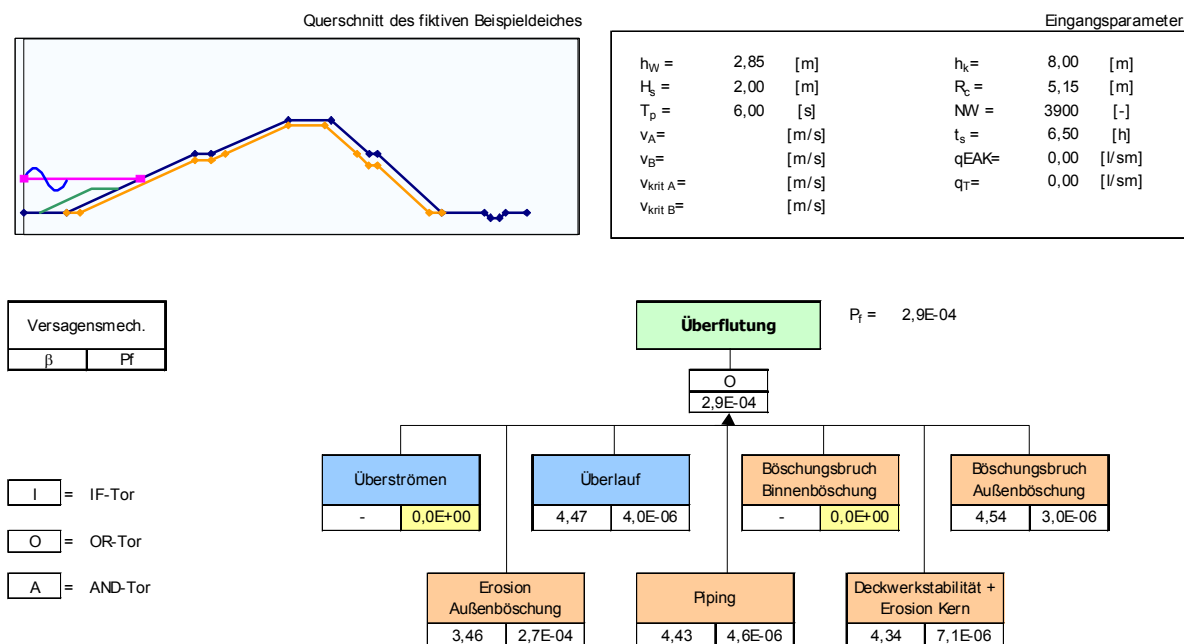


Abb. 7.5: Anwendung des in den Niederlanden verwendeten Fehlerbaums auf den fiktiven Beispieldeich mit Grenzzustandsgleichungen nach TAW (2000)

Tab. 7.3: Vergleich einfacher Fehlerbaumberechnungen mit unterschiedlichen Ansätzen der Grenzzustandsgleichungen

Versagensmechanismus	Prinzip der Berechnung in den Niederlanden	Berechnung nach		Bemerkungen
		TAW (2000)	Tab. 4.1	
Überströmen	Vergleich von Wasserstand h_w und Kronenhöhe h_k	0,00	0,00	unterschiedlicher Ansatz, aber vernachlässigbar
Wellenüberlauf	Verfahren nach Van der Meer & Janssen (1995) und Vergleich mit kritischer Überlaufrate ^(*)	$4,0 \cdot 10^{-6}$	$2,9 \cdot 10^{-7}$	Ansatz für kritische Geschwindigkeit der Binnenböschung verschieden
Böschungsbruch Außenböschung	wie in Tab. 4.1	$3,0 \cdot 10^{-6}$	$3,0 \cdot 10^{-6}$	identischer Ansatz
Böschungsbruch Binnenböschung	wie in Tab. 4.1	0,00	0,00	identischer Ansatz
Erosion Außenböschung	vergleicht t_s mit Summe aus Dauer der Gras-, Klei- und Klifferosion	$2,7 \cdot 10^{-4}$	$9,5 \cdot 10^{-6}$	im Prinzip gleiche Ansätze, aber eigene Berechnung beinhaltet zusätzlich Deichbruch
rückschreitende Erosion	wie in Tab. 4.1	$4,6 \cdot 10^{-6}$	$4,6 \cdot 10^{-6}$	identischer Ansatz
Deckwerk + Erosion	Kombination von Deckwerksstabilität nach Hudson sowie Klei- und Klifferosion	$7,1 \cdot 10^{-6}$	$1,1 \cdot 10^{-6}$	siehe „Erosion Außenböschung“
Gesamtversagen		$2,9 \cdot 10^{-4}$	$1,9 \cdot 10^{-5}$	Berechnung des OR-Tores identisch

^(*) die kritische Überlaufrate wird aus der kritischen Geschwindigkeit auf der Binnenböschung (TAW, 2000) ermittelt

Schritt 3: Die Berechnung des Fehlerbaumes unter Berücksichtigung der Entwicklung von Szenarien (Abb. 7.4) hat eine Gesamt-Versagenswahrscheinlichkeit $P_f = 5,1 \cdot 10^{-5}$ ergeben. Durch die in Schritt 2 enthaltene recht detaillierte Berücksichtigung der Erosion der Außenböschung (Einbindung der Modelle für Gras-, Klei- und Klifferosion), die im Fall des fiktiven Beispieldeiches wesentlich zur Gesamt-Versagenswahrscheinlichkeit des Deiches beiträgt, ist auch der Unterschied zur Versagenswahrscheinlichkeit bei Berücksichtigung aller neuen Erkenntnisse nicht sehr groß (Faktor 2,5).

Der Vergleich zwischen den Ergebnissen von Schritt 2 und 3 zeigt, dass Vereinfachungen des Fehlerbaumes ohne große Beeinflussung der Gesamt-Versagenswahrscheinlichkeit möglich sind:

- für die Szenariengruppen „Kappensturz“ und „Versagen der Binnenböschung“ ist die ausschlaggebende Eingangsgröße die Wahrscheinlichkeit des Wellenüberlaufs auf der Binnenböschung ($q_{zul} = 0,0 \text{ l/(s} \cdot \text{m)}$). Die Versagenswahrscheinlichkeiten dieser Szenariengruppen brauchen nicht berechnet zu werden, solange die Wellenüberlaufwahrscheinlichkeit einen zulässigen Grenzwert nicht überschreitet (für die hier untersuchten Fälle war die Überlaufwahrscheinlichkeit immer geringer als 10^{-4} , für eine Festlegung des Grenzwertes sind jedoch noch weitere Untersuchungen mit anderen Fallbeispielen notwendig);
- für den Versagensmechanismus „Gleiten“ wurde in allen Berechnungen eine Versagenswahrscheinlichkeit $P_f \approx 0,0$ ermittelt und kann daher entfallen. Für die Szenariengruppe „Innere Erosion“ genügt dann die Berechnung der Wahrscheinlichkeit einer Durchsickerung des Deiches, ein möglicher Grenzwert ist auch hier $P_f = 1 \cdot 10^{-4}$;
- die Szenariengruppe „Versagen Außenböschung“ muss weiter untersucht werden, bevor hier abschließend Versagensmechanismen ausgeschlossen oder das Verfahren vereinfacht werden kann.

Der Vergleich mit anderen Berechnungsverfahren aus dem Schrifttum hat also gezeigt, dass (i) die Ergebnisse des Schrifttums mit der hier verwendeten Methodik nachvollziehbar sind; (ii) bei Verwendung der neuen Erkenntnisse (Szenarienbildung) und Erweiterung des Fehlerbaumes (Einbindung von insgesamt 25 Versagensmechanismen) deutlich niedrigere Versagenswahrscheinlichkeiten zu erwarten sind; und (iii) sinnvolle Vereinfachungen des Fehlerbaumes (vgl. Schritt 2) zu annähernd gleichen Versagenswahrscheinlichkeiten führen wie die Berechnung des gesamten Fehlerbaumes.

7.5 Einfluss der Abhängigkeit der Versagensmechanismen

Im Allgemeinen wird davon ausgegangen, dass alle Versagensmechanismen an einem Tor des Fehlerbaumes voneinander unabhängig sind (vgl. Tab. 2.3 in Abschnitt 2.7). Der Einfluss der Abhängigkeiten der einzelnen Versagensmechanismen untereinander muss daher ebenfalls untersucht werden. Der andere Extremfall wäre die vollständige Abhängigkeit der Mechanismen an einem Tor. Für eine derartige vollständige Abhängigkeit werden die Tore ebenfalls nach der Zusammenstellung in Tab. 2.3 ermittelt.

Für den Fehlerbaum nach Abb. 7.1 (in Tab. 7.4 als „Fehlerbaum“ bezeichnet) und den „Szenarienbaum“ nach Abb. 7.4 (Fehlerbaum unter Berücksichtigung der Szenarienbildung, in Tab. 7.4 als „Szenarien“ bezeichnet) werden die beiden Extremfälle (vollkommen abhängig, vollkommen unabhängig) auf den fiktiven Beispieldeich angewendet. Dafür werden in dem

jeweiligen Fehlerbaum alle Tore unter der Annahme einer vollkommenen Unabhängigkeit und anschließend unter der Annahme der vollkommenen Abhängigkeit berechnet (Tab. 7.4).

Tab. 7.4: Einfluss der Abhängigkeiten der Versagensmechanismen auf die Gesamt-Versagenswahrscheinlichkeit des Deiches für den fiktiven Beispieldeich

	vollkommen unabhängig		vollkommen abhängig	
	Fehlerbaum	Szenarien	Fehlerbaum	Szenarien
Versagen Außenböschung	$7,1 \cdot 10^{-3}$	$5,1 \cdot 10^{-5}$	$6,1 \cdot 10^{-3}$	$8,3 \cdot 10^{-6}$
Versagen Kappensturz	0,00	0,00	0,00	0,00
Versagen Binnenböschung	0,00	0,00	0,00	0,00
Versagen Innere Erosion	$2,6 \cdot 10^{-5}$	0,00	$2,6 \cdot 10^{-5}$	0,00
Gesamtversagen Deich	$8,4 \cdot 10^{-6}$	$5,1 \cdot 10^{-5}$	$7,1 \cdot 10^{-6}$	$8,3 \cdot 10^{-6}$

Die Ergebnisse zeigen, dass die Annahme vollkommen abhängiger Mechanismen zu kleineren Versagenswahrscheinlichkeiten (45% bei Fehlerbäumen, ca. 15% bei Szenarien) führt als die der vollkommenen Unabhängigkeit. Die Annahme der (bisherigen) einfachen Form der Verknüpfung aller eingehenden Versagensmechanismen durch ein OR-Tor führt dagegen immer zum umgekehrten Ergebnis, d.h. die Versagenswahrscheinlichkeit wird hierdurch größer.

Die Gründe für dieses Ergebnis liegen in der Berücksichtigung der Abfolge der einzelnen Versagensmechanismen sowohl bei Fehlerbäumen als auch bei Szenarien. Diese Abfolge wird in der Regel durch IF- oder AND-Tore simuliert, die zur Abminderung der Versagenswahrscheinlichkeit bei der Annahme der vollkommenen Abhängigkeit führen. Bei der aufgestellten Struktur des Fehlerbaumes überwiegen diese Art der Verknüpfungen, was zum beobachteten Ergebnis führt. Für den hier vorgeschlagenen Fehlerbaum führt also die Annahme der Unabhängigkeit der Mechanismen zu größeren Versagenswahrscheinlichkeiten als voneinander abhängige Versagensmechanismen. Im weiteren Verlauf dieser Arbeit wird daher weiterhin von der vollkommenen Unabhängigkeit der Versagensmechanismen ausgegangen.

In einem zweiten Schritt wird geprüft, wie sich die Gesamt-Versagenswahrscheinlichkeit des Deiches verändert, wenn einzelne Szenarien oder Versagensmechanismen unberücksichtigt bleiben. Hierfür wurden die jeweiligen Versagenswahrscheinlichkeiten P_f der Mechanismen oder Szenarien auf 0,0 bzw. 1,0 gesetzt (bei Verknüpfung mit OR- bzw. AND/IF-Toren). In Tabelle 7.5 ist die Versagenswahrscheinlichkeit $P_{f,i}$ des betrachteten (zeitunabhängigen) Versagensmechanismus bzw. Szenarios und die Gesamt-Versagenswahrscheinlichkeit des Deiches $P_{f,ges}$ angegeben, die sich bei Weglassen des jeweiligen Mechanismus auf diesen Wert einstellt.

Bei den meisten Versagensmechanismen verändert das „Abschalten“ erwartungsgemäß relativ wenig, während bei Verwendung der Szenarienbildung mitunter große Änderungen eintreten. Das hat vor allem zwei Gründe: (i) die meisten Versagensmechanismen laufen entsprechend der Fehlerbaumstruktur nacheinander ab, so dass bis zum vollständigen Versagen des Deiches noch weitere Mechanismen versagen müssen; (ii) die Szenarien enthalten zwei bis fünf Versagensmechanismen, ein Weglassen bedeutet alleine deswegen einen mindestens doppelt so großen Effekt. Grundsätzlich bewirkt vor allem das Ausschalten der Erosion auf der Außenböschung (Szenarien I und II) die größten Veränderungen der Gesamt-Versagenswahrscheinlichkeit für den Beispieldeich. Selbst bei einer nur qualitativen Interpretation der Ergebnisse

in Tabelle 7.5 ist daher diesen Szenarien und den beinhalteten Versagensmechanismen eine erhöhte Aufmerksamkeit zu widmen.

Tab. 7.5: Übersicht der Ergebnisse bei Weglassen einzelner Versagensmechanismen und Szenarien für den fiktiven Beispieldeich (vgl. auch Tab. 7.2, vom Standardwert abweichende Ergebnisse sind grau markiert)

	Modell /Szenario	$P_{f,i}$	$P_{f,ges}$
1	Überströmen	0,00	$8,4 \cdot 10^{-6}$
2	Wellenüberlauf	0,00	$8,4 \cdot 10^{-6}$
4	Gleiten Deich	0,00	$8,4 \cdot 10^{-6}$
5	Stabilität Deckwerk	$1,2 \cdot 10^{-1}$	$7,2 \cdot 10^{-6}$
6	Druckschläge	$3,4 \cdot 10^{-5}$	$8,4 \cdot 10^{-6}$
7	Auftrieb Deckwerk	$7,3 \cdot 10^{-3}$	$8,3 \cdot 10^{-6}$
8	Geschwindigkeit außen	$7,5 \cdot 10^{-1}$	$1,0 \cdot 10^{-5}$
12	Böschungsbruch außen	$3,0 \cdot 10^{-6}$	$8,4 \cdot 10^{-6}$
13	Geschwindigkeit Überströmen	0,00	$8,4 \cdot 10^{-6}$
14	Geschwindigkeit Überlauf	$2,0 \cdot 10^{-6}$	$8,4 \cdot 10^{-6}$
22	Böschungsbruch innen	0,00	$8,4 \cdot 10^{-6}$
Sz1	Versagensmechanismen 9+10+11+3	$1,1 \cdot 10^{-5}$	$7,5 \cdot 10^{-1}$
Sz2	Versagensmechanismen 11+3	$5,8 \cdot 10^{-5}$	$1,2 \cdot 10^{-1}$
Sz3	Versagensmechanismen 15+16+18+3	0,00	$5,5 \cdot 10^{-5}$
Sz4	Versagensmechanismen 17+21+18+3	0,00	$5,1 \cdot 10^{-5}$
Sz5	Versagensmechanismen 19+20+21+18+3	0,00	$5,1 \cdot 10^{-5}$
Sz6	Versagensmechanismen 15+16+23+3	0,00	$5,5 \cdot 10^{-5}$
Sz7	Versagensmechanismen 17+21+23+3	0,00	$5,1 \cdot 10^{-5}$
Sz8	Versagensmechanismen 19+20+21+23+3	0,00	$5,1 \cdot 10^{-5}$
Sz9	Versagensmechanismen 23+3	$1,2 \cdot 10^{-3}$	$5,1 \cdot 10^{-5}$
Sz10	Versagensmechanismen 19+24+23+3	0,00	$5,1 \cdot 10^{-5}$
Sz11	Versagensmechanismen 19+25+23+3	0,00	$5,1 \cdot 10^{-5}$

7.6 Unsicherheiten der Eingangsparameter und Modelle

Die Einführung von Szenarien lässt erwarten, dass sich der Einfluss der Unsicherheiten der Eingangsparameter und Modelle ebenfalls geändert hat (vgl. Abschnitt 6.5). Deshalb muss (i) der Einfluss der Modellunsicherheiten und (ii) der Einfluss der Unsicherheiten der Eingangsparameter in die Untersuchungen einbezogen werden.

Einfluss der Modellunsicherheit: In Abbildung 7.6 sind alle Szenarien auf der x-Achse und die Versagenswahrscheinlichkeit P_f der einzelnen Szenarien auf der y-Achse aufgetragen worden. Für jedes Szenario wurden dabei die Standardabweichungen aller Modellfaktoren der in das Szenario eingebundenen Versagensmechanismen zwischen $\sigma_z = 0\%$, 10%, 20% und 30% variiert. Die Berechnungen wurden mit Hilfe der MC-Simulation (eigene Codierung) durchgeführt.

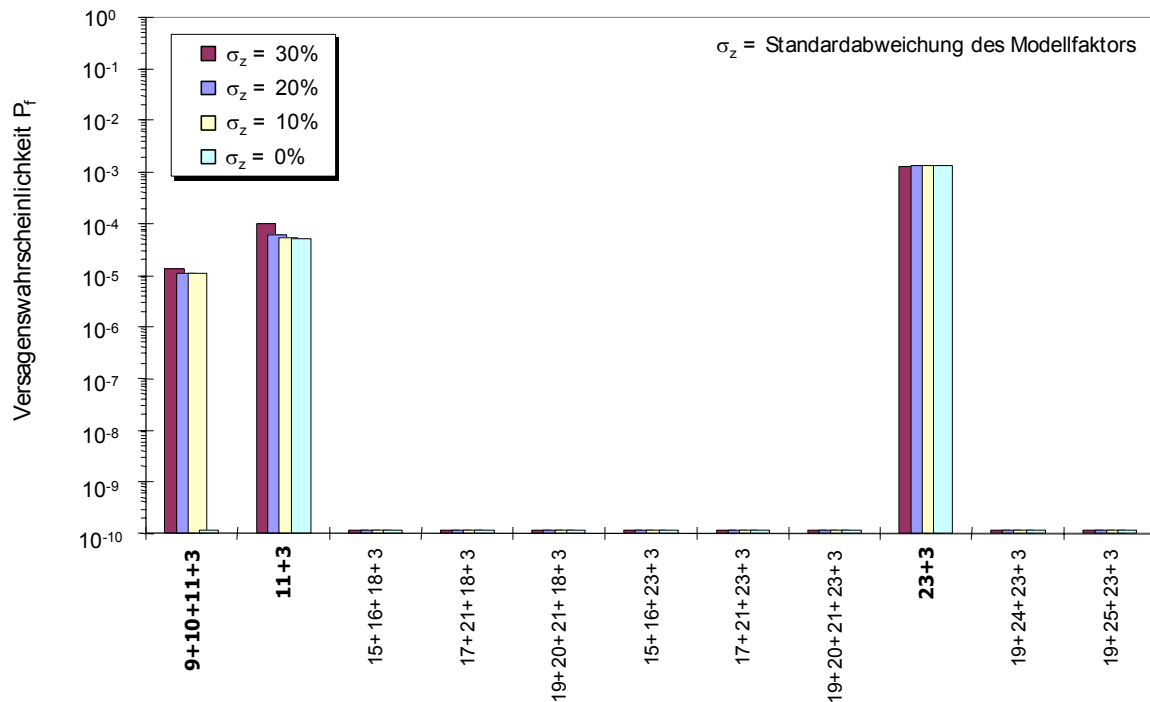


Abb. 7.6: Einfluss der Größe des Modellfaktors auf Versagensszenarien für den Beispeldeich

Für den fiktiven Beispeldeich ergeben nur drei Szenarien überhaupt Ergebnisse größer als $P_f = 10^{-10}$, auch die Veränderung der Modellfaktoren bewirkt keine größeren Versagenswahrscheinlichkeiten. Die Szenarien I, II und IX zeigen kaum Veränderungen durch die Anpassung der Modellfaktoren. Der Einfluss der Modellunsicherheiten ist also für die Szenarien im vorliegenden Beispiel nicht entscheidend, zumal zu erwarten ist, dass die Unsicherheit nur eines Modells (statt aller Modelle eines Szenarios) noch weniger Auswirkungen auf die Versagenswahrscheinlichkeit haben wird.

Einfluss der Unsicherheit der Eingangsparameter: In Abbildung 7.7 sind die Versagenswahrscheinlichkeiten bei Variation einiger Eingangsparameter für die Szenarien I, II und IX dargestellt worden. Die Versagenswahrscheinlichkeiten aller anderen Szenarien sind für den fiktiven Beispeldeich zu $P_f \approx 0,0$ berechnet worden (vgl. Abb. 7.6). Die in Abbildung 7.7 dargestellten Eingangsparameter wurden anhand der Bedeutung der Eingangsparameter auf die jeweiligen Szenarien nach dem in Abschnitt 6.5.2 entwickelten Verfahren für die MC-Simulation bestimmt.

Abbildung 7.7 zeigt, dass die gleichen Parameter einen deutlicheren Einfluss haben wie bereits bei der Untersuchung des Einflusses der Parameterunsicherheiten auf die einzelnen Modelle in Abschnitt 6.5.1. Dies sind vor allem der Wasserstand h_w , die Wellenperiode T_p und die Sturmflutdauer t_s . Die Stärke des Einflusses hängt dabei (i) von der Bedeutung des Parameters auf die Versagensmechanismen ab, die in den Szenarien zusammengefasst werden, und (ii) davon, ob der Parameter in jedem Versagensmechanismen des Szenarios verwendet wird oder nur in einzelnen. Wegen dieser doppelten Abhängigkeit sind die Einflüsse der Unsicherheiten nicht ganz so groß wie bei den einzelnen Versagensmechanismen (vgl. Abschnitt 6.5.1).

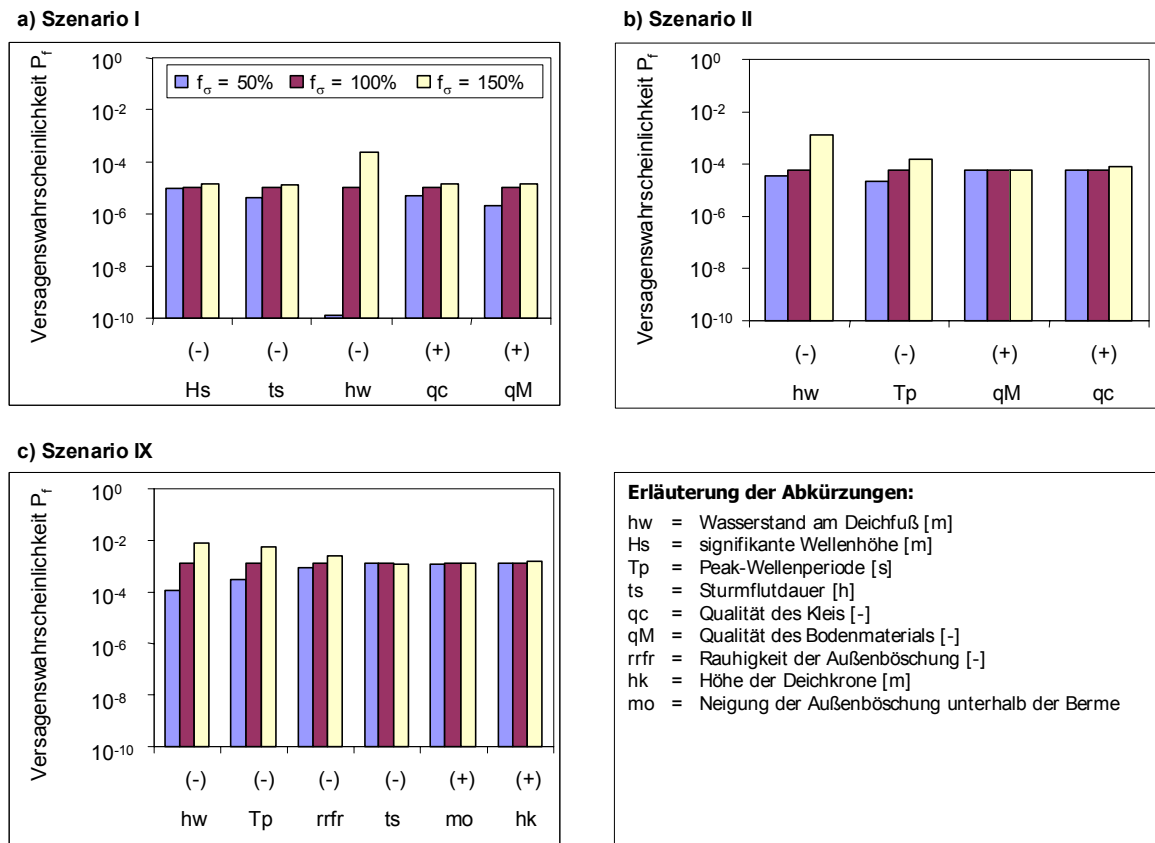


Abb. 7.7: Einfluss der Unsicherheiten der Eingangsparameter auf die Szenarien für den fiktiven Beispieldeich

7.7 Einfluss der zeitlichen Abhängigkeit der Eingangsparameter

Die zeitliche Veränderung einzelner Eingangsparameter im Verlaufe einer Sturmflut ist in dieser Arbeit bisher immer außer Acht gelassen worden, so dass implizit von einem zeitlich konstanten Verlauf des jeweiligen Eingangsparameters über die Sturmflutdauer ausgegangen werden muss. Die Abschnitte 6.5.2 und 7.6 haben den Einfluss der Unsicherheit des Wasserstandes auf die Versagenswahrscheinlichkeit für Versagensmechanismen und Szenarien aufgezeigt. Daher wird hier zuerst der Wasserstand vor dem Deich eingehender untersucht.

Der Wasserstand wird im Verlauf der Sturmflut zunächst ansteigen, während des Sturmtide-scheitels für eine gewisse Zeit nahezu konstant bleiben (die zugelassene Schwankung der Konstanz des Wasserspiegels soll 0,10 m betragen, vgl. z.B. TAW, 1999) und dann wieder fallen. Abbildung 7.8 zeigt den nach TAW (1999) vorgeschlagenen Verlauf, der auch durch die Untersuchungen von Gönnert (1999) bestätigt wird. Der Bereich um den Sturmflutscheitel wird mit $dt = 1,0$ h angesetzt.

Für die bisherigen Berechnungen wird immer vereinfacht davon ausgegangen, dass der Wasserstand im Sturmtidescheitel konstant über die Dauer der Sturmflut ist. Mögliche Auswirkungen einer zeitlichen Veränderung des Wasserstandes (geringere Höhe, kürzere Dauer) sind:

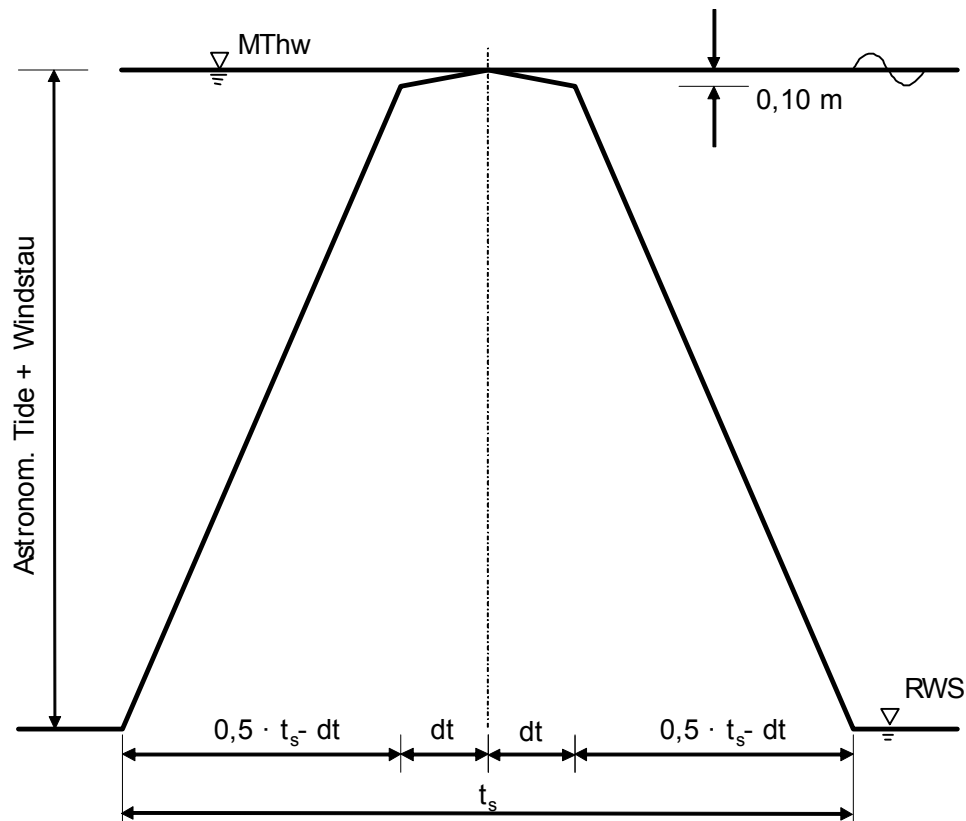


Abb. 7.8: Vereinfachter Verlauf einer Sturmtidekurve nach TAW (1999)

- **Erosion des Deiches auf der Außenböschung:** die Erosion der Außenböschung wird in verschiedenen Höhen einsetzen. Da die Geschwindigkeit des auf- und ablaufenden Wassers sich aber über eine große Höhe (bis zum Auflaufpunkt) erstreckt, ist die Annahme einer großflächigen Erosion der Außenböschung gerechtfertigt. Ähnliche Überlegungen gelten damit auch für den Wirkungsbereich von Druckschlägen und die Wellenauf- und -ablaufgeschwindigkeiten auf der Außenböschung;
- **Wahrscheinlichkeiten von Wellenüberlauf und Überströmen des Deiches:** sie sind im Sturmtidescheitel am höchsten und sinken mit niedrigerem Wasserstand rasch ab. Es ist daher sinnvoll, vor allem diesen Zeitpunkt als besonders kritisch zu untersuchen. Da Wellenüberlauf zugleich die entscheidende hydrodynamische Eingabegröße für die Berechnung der Erosionsprozesse und der Infiltration auf der Binnenböschung ist, muss für eine ungünstige Betrachtung auch hierfür der Zeitpunkt des Sturmtidescheitels untersucht werden.
- **Wellenhöhen:** sie steigen üblicherweise mit andauernder Sturmflutdauer an und fallen nach Erreichen des Sturmtidescheitels wieder ab, so dass auch hier für den Scheitel die ungünstigsten Belastungen zu erwarten sind. Mit Absinken der Wellenhöhe vor und nach dem Sturmtidescheitel wird sich auch die Belastung einiger Grenzzustandsgleichungen deutlich verringern.
- **Kontakterosion und rückschreitende Erosion:** die Grenzzustandsgleichungen entsprechen Filterkriterien, die nur in geringem Maße von der Höhe des Wasserstandes abhängen. Allerdings wird für eine vollständige Beschreibung der Prozesse beiden Versagensmechanismen die Durchströmung des Deiches vorangestellt. Diese Durchströmung

ist natürlich stark abhängig vom Außenwasserstand vor dem Deich und daher am ungünstigsten, wenn der Wasserstand besonders hoch ist. Da das Ansteigen des Wasserstandes aber bereits zum Beginn der Durchsickerung führt, kann hier näherungsweise von einer Unabhängigkeit dieser Prozesse vom Wasserstand ausgegangen werden.

- **Infiltration des Deichkörpers:** die Infiltration ist von der Schichtdicke des Wassersa auf der Außen- und Binnenböschung des Deiches abhängig und damit indirekt auch vom Scheitel der Sturmflut. Die wesentliche Auswirkung der Infiltration ist das „Aufweichen“ des Deiches (mit steigendem Wassergehalt des Kleis sinkt die undrainierte Scherfestigkeit exponentiell). Der ungünstigste Fall ergibt sich, wenn der Wasserstand vor dem Deich maximal ist und gleichzeitig die Scherfestigkeit des Kleis stark herabgesetzt ist (z.B. durch eine vorangegangene Sturmtide oder ein Regenereignis).

Diese qualitativen Überlegungen zeigen, dass eine zeitliche Berücksichtigung der Parameter in der Regel zu einer Verringerung der Versagenswahrscheinlichkeit führen werden. Auf der anderen Seite würden bisher nicht berücksichtigte Einflüsse (wie z.B. Regen oder Vorschädigungen des Deiches) die Versagenswahrscheinlichkeit erhöhen. Die genaue Erfassung der Zeit ist zudem nur bei einigen Versagensmechanismen sinnvoll, während bei anderen der Einfluss der Sturmflutdauer t_s auf die jeweiligen Eingangsparameter vernachlässigbar ist. Das ungünstigste Szenario ist das gleichzeitige Auftreten von höchstem Wasserstand (und damit der höchsten Überlaufwahrscheinlichkeit) und einer hohen Infiltration (und damit einer abgesunkenen Scherfestigkeit des Kleis). Dieses Szenario soll daher hier noch weiter untersucht werden.

Hierfür ist zunächst die Abhängigkeit der Scherfestigkeit c_u vom Wassergehalt des Bodens zu erfassen. Untersuchungen von [Oumeraci et al. \(2001\)](#) haben gezeigt, dass die Scherfestigkeit mit zunehmendem Wassergehalt für alle Eignungsklassen des Bodens exponentiell abnimmt (in Abb. 7.9 sind drei Eignungsklassen in Abhängigkeit vom Wassergehalt des Bodens angegeben). Dabei ist w_p der Wassergehalt an der Ausrollgrenze und w_L der Wassergehalt an der Fließgrenze des Bodens (Abb. 7.9).

Das Sinken der Scherfestigkeiten auf $c_u = 3,0 \text{ [kN/m}^2\text{]}^{14)}$ ist durch einen ausreichend hohen Wassergehalt möglich. Dieser Wert kann durch einsetzenden Regen oder eine vorangegangene Sturmflut theoretisch erreicht werden.

Im Folgenden werden daher zwei Szenarien berechnet, die den Einflussbereich der zeitlichen Änderung der Eingangsparameter erfassen sollen:

- **Szenario 1:** im Vergleich zu den Standardwerten der Eingangsparameter für den fiktiven Beispieldeich wird nur die Scherfestigkeit auf $c_u = 3,0 \text{ [kN/m}^2\text{]}$ gesetzt, um den Einfluss der Kombination von ungünstigem Wasserstand ($t_s = 6,5 \text{ h}$) und Scherfestigkeit festzustellen. Das Szenario liefert die denkbar ungünstigste Lastkombination für den Deich

¹⁴⁾ der Wert $c_u = 3,0 \text{ kN/m}^2$ ist ein willkürlich gewählter Wert (ca. 10% des Standardwertes für den fiktiven Beispieldeich), Beispielrechnungen mit $c_u = 1,0 \text{ kN/m}^2$ und $c_u = 2,0 \text{ kN/m}^2$ haben vergleichbare Ergebnisse gezeigt

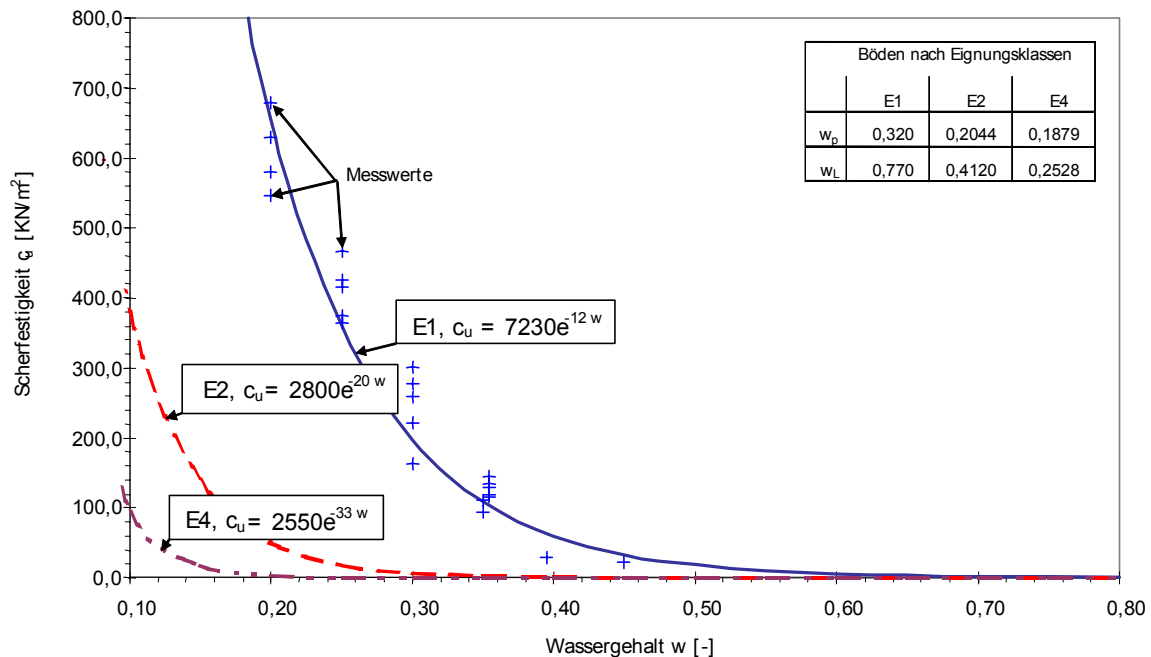


Abb. 7.9: Exponentielle Abnahme der Scherfestigkeit c_u mit zunehmendem Wassergehalt des Bodens in Abhängigkeit von der Bodenqualität (nach Oumeraci et al., 2001)

- **Szenario 2:** die Scherfestigkeit wird bei $c_u = 3,0$ [kN/m²] belassen, während die Sturmflutdauer auf $t_s = 2,0$ h reduziert wird (dies entspricht dem in Abb. 7.8 definierten Bereich um den Sturmtidescheitel mit annähernd konstantem Wasserstand). Das Szenario erfasst eine minimal anzusetzende Sturmflutdauer (der in Abb. 7.8 skizzierte Anstieg und Abfall des Wasserstands wird nicht simuliert) und liefert daher den Einfluss von t_s für die ungünstige Lastkombination

Abbildung 7.10 zeigt die Ergebnisse der Monte-Carlo-Simulation für die Berechnung des *ersten Szenarios*. Die Simulation zeigt, dass sich die Gesamt-Versagenswahrscheinlichkeit des Top-Ereignisses „Überflutung“ nur geringfügig erhöht hat ($P_f = 5,8 \cdot 10^{-5}$ statt $P_f = 5,1 \cdot 10^{-5}$). Die herabgesetzte Scherfestigkeit verändert vor allem die Lage der Gleitkreise des Böschungsbruchs auf der Binnen- und Außenböschung des Deiches, ohne jedoch die Versagenswahrscheinlichkeit gegen Böschungsbruch signifikant zu verändern. Gleichzeitig wird die Gefahr des Gleitens der Kleischicht auf der Binnenböschung erhöht. Für die Vorgänge auf der Binnenböschung wird dennoch eine Versagenswahrscheinlichkeit $P_f \approx 0,0$ berechnet, d.h. dass die hydrodynamischen Belastungen, also der Wellenüberlauf und die Geschwindigkeiten des überlaufenden Wassers auf der Binnenböschung nicht groß genug sind.

Die Berechnung des *zweiten Szenarios* zeigt, dass die Gesamt-Versagenswahrscheinlichkeit des Deiches hierfür zu $P_f \approx 0,0$ berechnet wird und sich damit erheblich verringert (von $P_f = 5,8 \cdot 10^{-5}$ in Szenario 1 auf $P_f \approx 0,0$ für die reduzierte Sturmflutdauer).

Die Berechnungen zeigen, dass die Reduktion der Scherfestigkeit für den hier untersuchten fiktiven Beispieldeich nur unwesentliche Auswirkungen auf die Gesamt-Versagenswahrscheinlichkeit des Deiches hat. Für den Fall von erhöhtem Wellenüberlauf ist zu erwarten, dass die Reduktion der Scherfestigkeit zu anderen Versagensmechanismen, vor allem zum Gleiten der Kleischicht auf der Binnenböschung führen kann. Da bisher einige Annahmen bei

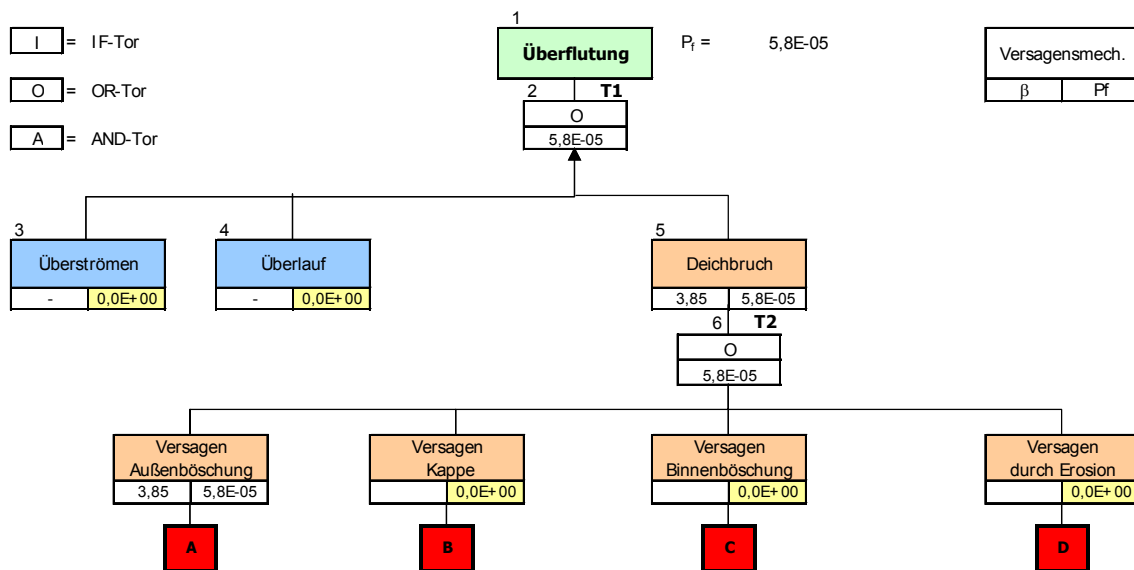


Abb. 7.10: Ergebnisse der Berechnung von Szenario 1 (lange Sturmflutdauer $t_s = 6,5$ h und niedrige Scherfestigkeit $c_u = 3,0$ kN/m² des Kleis) für den fiktiven Beispieldeich

der Berechnung der Versagensmechanismen getroffen wurden (keine Auswirkung des Wasserspiegelanstiegs auf die Bodenparameter vor Beginn des Sturmflutscheitels, Unabhängigkeit der betrachteten Versagensmechanismen), so ist die Annahme des ersten Szenarios (reduzierte Scherfestigkeit) berechtigt und sollte für weitere Berechnungen verwendet werden. Etwaige Verringerungen der Wahrscheinlichkeit durch Berücksichtigungen des Sturmflutverlaufs sind nur durch genauere Untersuchungen zu erreichen, stehen aber in keinem Verhältnis zu dem hierfür erforderlichen Aufwand.

7.8 Zusammenfassung und Bewertung der Ergebnisse der Fehlerbaumanalyse

Die Ergebnisse der Fehlerbaumanalyse haben gezeigt, dass es mit der vorhandenen kommerzielle Software nicht möglich ist, einen Fehlerbaum anschaulich darzustellen und zu berechnen. Deshalb war es erforderlich, eine neue Software zu entwickeln, die zusammen mit der weit verbreiteten MS Excel Software in der Lage ist, die einmal vorgegebene Struktur des Fehlerbaums mit den als Eingabe vorgesehenen Versagensmechanismen darzustellen und die Gesamt-Versagenswahrscheinlichkeit des Deiches nach unterschiedlichen Verfahren zu berechnen.

Die Fehlerbaumanalyse wird zunächst ohne Berücksichtigung des Einflusses der zeitlichen Abhängigkeit der Versagensmechanismen untereinander sowie mit den folgenden Annahmen durchgeführt:

- Versagenswahrscheinlichkeiten für die einzelnen Versagensmechanismen aus Kapitel 6;
- Annahme der vollkommenen Unabhängigkeit der Versagensmechanismen an einem Tor;
- genaue Berechnung der Verknüpfungen an den Toren des Fehlerbaumes nach Tabelle 2.3.

Als Ergebnis folgte eine Gesamt-Versagenswahrscheinlichkeit des fiktiven Beispieldeiches von $P_f = 8,4 \cdot 10^{-6}$. Da vor allem die Sturmflutdauer und der nachgeschaltete Versagensmechanismus „Deichbruch“ das Ergebnis wesentlich beeinflussen (zu kleine Versagenswahrscheinlichkeit P_f), war es erforderlich, ein Verfahren zur Bildung von Versagensszenarien zu entwickeln, die diesen Einfluss zufrieden stellend berücksichtigt. Als Ergebnis wird die Versagenswahrscheinlichkeit von $P_f = 8,4 \cdot 10^{-6}$ auf $P_f = 5,1 \cdot 10^{-5}$ erhöht.

Die eigenen Berechnungsverfahren werden an Beispielen aus dem Schrifttum (i.d.R. einfachere Fehlerbäume) angewendet. Daraus ergibt sich für den fiktiven Beispieldeich ohne Szenarienbildung eine Versagenswahrscheinlichkeit $P_f = 2,9 \cdot 10^{-4}$ (Anwendung der Grenzzustandsgleichungen aus dem Schrifttum) und $P_f = 1,9 \cdot 10^{-5}$ (Weiterentwicklung der Grenzzustandsgleichungen). Mit Szenarienbildung beträgt die Versagenswahrscheinlichkeit $P_f = 5,1 \cdot 10^{-5}$. Aus der Analyse dieser Ergebnisse kann man auf folgende Vereinfachungen schließen:

- die Versagensmechanismen „Überströmen“ und „Wellenüberlauf“ entfallen;
- der Versagensmechanismus „Gleiten“ in der Szenariengruppe „Innere Erosion“ entfällt;
- jede Versagenswahrscheinlichkeit einer Szenariengruppe kann durch eine wesentliche Versagensbedingung ersetzt werden

Die Untersuchung der Abhängigkeit der Versagensmechanismen untereinander und ihr Einfluss auf das Gesamtergebnis hat gezeigt, dass für vollkommen abhängige Versagensmechanismen kleinere Versagenswahrscheinlichkeiten zu erwarten sind als für vollkommen unabhängige Versagensmechanismen. Dieses Ergebnis widerspricht den Erkenntnissen bisheriger Untersuchungen, die zum größten Teil auf einfachen Verknüpfungen der Versagensmechanismen beruhten und daher gegenteilige Ergebnisse hervorriefen.

Der Einfluss der Unsicherheiten der Eingangsparameter und Modelle auf die Versagenswahrscheinlichkeit bei Szenarienbildung ist deutlich geringer als der Einfluss auf die Wahrscheinlichkeiten für einzelne Versagensmechanismen.

Der Einfluss der zeitlichen Abhängigkeit der Eingangsparameter wird am Beispiel von Sturmflutwasserständen und der Scherfestigkeit des Kleibodens untersucht. Dabei ergibt sich das ungünstigste Szenario beim Scheitelwasserstand und gleichzeitiger Herabsetzung der Scherfestigkeit der Kleischicht (Szenario 1). Der Einfluss der Sturmflutdauer bei herabgesetzter Scherfestigkeit wird durch das Szenario 2 mit verkürzter Sturmflutdauer erfasst. Für diese Szenarien ergeben sich die folgenden Ergebnisse:

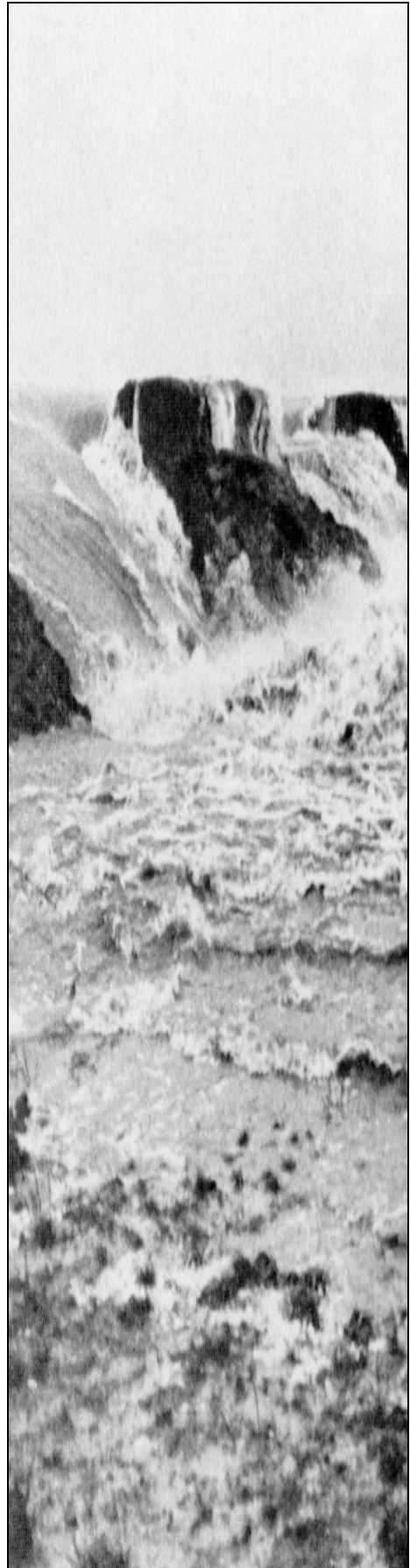
- Szenario 1: Sturmflutdauer $t_s = 6,5$ h; Scherfestigkeit $c_u = 3,0$ kN/m² $\Rightarrow P_f = 5,8 \cdot 10^{-5}$
- Szenario 2: Sturmflutdauer $t_s = 2,0$ h; Scherfestigkeit $c_u = 3,0$ kN/m² $\Rightarrow P_f \approx 0,0$

Aus den Ergebnissen lässt sich ableiten, dass selbst das ungünstigste Szenario (Szenario 1) die Versagenswahrscheinlichkeit nur unwesentlich erhöht (von $P_f = 5,1 \cdot 10^{-5}$ auf $P_f = 5,8 \cdot 10^{-5}$). Die aufwändige Berücksichtigung indirekter zeitlicher Abhängigkeiten der Eingangsparameter (hier am Beispiel von c_u) kann daher durch die Einbeziehung des ungünstigsten Szenarios in die Berechnung vereinfacht werden. Dabei muss jedoch noch geklärt werden, welchen Einfluss die gleichzeitige Änderung mehrerer zeitabhängiger Eingangsparameter hat.

Die Berechnung der Gesamt-Versagenswahrscheinlichkeit eines Seedeiches hat gezeigt, dass die bisher verwendeten probabilistischen Methoden unter Umständen zu große Versagenswahrscheinlichkeit vorhersagen. Die vorgeschlagenen Verbesserungen sowohl bei den verwendeten Versagensmechanismen als auch bei der Ermittlung der Versagenswahrscheinlichkeit des Deiches und der Berücksichtigung der zeitlichen Abhängigkeit von Modellen und

Eingangsparametern wurden diskutiert und mit den bisherigen Ansätzen verglichen. Dabei hat sich gezeigt, dass die Berücksichtigung zeitabhängiger Szenarien auf der Basis einer vollständigen Erfassung aller Versagensmechanismen unabdingbar ist, während die Berücksichtigung zeitabhängiger Effekte bei den Eingangsparametern durch vereinfachende Annahmen berücksichtigt werden können.

8 – Fallstudien



8 Fallstudien

Die Ermittlung der Versagenswahrscheinlichkeit eines Seedeiches ist immer eng mit einem speziellen Berechnungsbeispiel verknüpft, weil (i) eine Vielzahl der benötigten Eingangsparameter fallspezifisch sind; und (ii) alle Ergebnisse anhand eines einfachen Beispiels illustriert werden sollten. Im vorliegenden Kapitel soll nun versucht werden, dieses Beispiel mit den herkömmlichen Bemessungsverfahren zu vergleichen. Hierfür wird in Abschnitt 8.1 eine Berechnung des Deiches nach einem herkömmlichen deterministischen Verfahren durchgeführt und die Deichhöhe ermittelt. In Abschnitt 8.2 werden dann probabilistische Methoden verwendet. Hier werden zunächst Überlegungen zur Eintrittswahrscheinlichkeit des Wasserstandes diskutiert, dann werden Berechnungen der Deichhöhe durchgeführt. Abschließend wird die Deichhöhe variiert, so dass deren Einfluss auf die Versagenswahrscheinlichkeit des Deiches deutlich wird.

8.1 Standard-Bemessungsverfahren

Nach den herkömmlichen deterministischen Bemessungsverfahren (z.B. Einzelwertverfahren in Niedersachsen) muss für den vorliegenden Beispieldeich die Deichhöhe wie folgt ermittelt werden (Abschnitt 2.1):

$$\begin{array}{l} \text{Wasserstand MThw} \\ + \text{ max. Springerhöhung} \\ + \text{ max. Windstau} \\ + \text{ Sicherheitszuschlag (säkularer Meeresspiegelanstieg + Ortszuschläge)} \\ + \text{ max. Wellenauflaufhöhe } z_{98} \\ \hline \text{Kronenhöhe des Deiches} \end{array}$$

Alle diese Werte sind als stochastische Größen aufzufassen und müssen daher mit Hilfe von Messdaten vor Ort bestimmt werden. Der Windstau und die tidebeeinflussten Größen können dabei getrennt werden (vgl. [Gönnert, 1999](#)). Der Windstau kann dann aus den vorliegenden Daten separat bestimmt oder über Windstaumodelle aus vorliegenden lokalen Windinformationen (s. z.B. [Voortman, 2002](#)) bestimmt werden.

8.1.1 Überschreitungswahrscheinlichkeit des Wasserstands

Um einen Vergleich zu probabilistischen Modellen zu ermöglichen, sollen die ersten drei der fünf oben angeführten Größen hier zusammengefasst werden. Die Summe dieser drei Größen entspricht dem tatsächlichen gemessenen Wasserstand. Dieser Bemessungswasserstand soll

hier einer Überschreitungswahrscheinlichkeit von $1 \cdot 10^{-4}$ entsprechen¹⁵⁾. Der Mittelwert des Wasserstandes für die probabilistische Berechnung ist auf 2,85 m festgelegt, die Standardabweichung σ_{hw} beträgt 0,426 m bei Annahme einer üblichen Wahrscheinlichkeitsverteilung. Abbildung 8.1 zeigt einen Vergleich zwischen drei Verteilungen (Normal-, Log-Normal- und Gumbel-Verteilung) mit verschiedenen Überschreitungswahrscheinlichkeiten und den daraus abzulesenden Bemessungswerten des Wasserstandes.

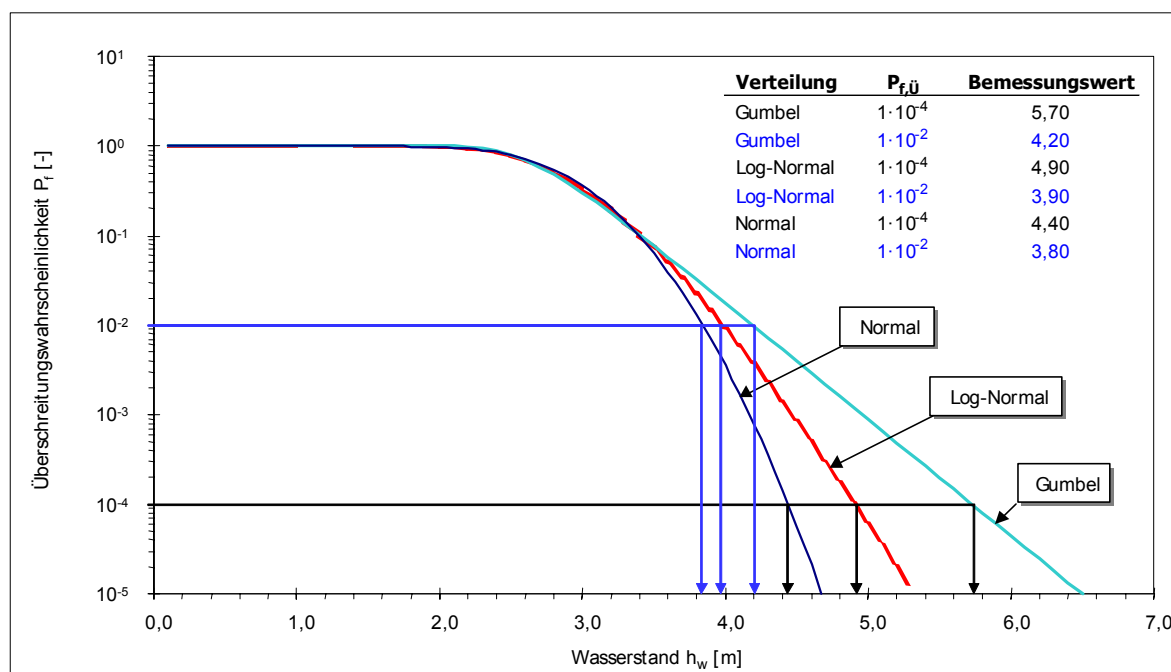


Abb. 8.1: Vergleich von drei statistischen Verteilungsfunktionen und Überschreitungswahrscheinlichkeiten bei der Bestimmung des Bemessungswasserstandes für den Vergleich zwischen deterministischer und probabilistischer Berechnung

Abbildung 8.1 zeigt, dass bei einer gewählten Überschreitungswahrscheinlichkeit von $P_{f,\bar{U}} = 1 \cdot 10^{-4}$ die Wahl der Verteilung bereits zu 1,3 m Differenz des Bemessungswasserstandes führen kann. In der Regel sind im Schrifttum bisher Extremwertverteilungen für den Wasserstand verwendet worden, so dass die Normalverteilung als statistische Verteilung des Wasserstandes nicht in Frage kommen wird. Die Differenz zwischen den beiden Extremwertverteilungen (Log-Normal und Gumbel) beträgt immer noch 0,8 m. Die korrekte Anpassung der Daten an die jeweilige Verteilung ist daher entscheidend, wird aber bei noch so sorgfältiger Auswahl und Bearbeitung der Daten zu großen Unterschieden in der Vorhersage des Bemessungswertes führen. Hier wird zunächst nur beispielhaft vorgegangen, daher kann für die weitere Bearbeitung auf der Basis der Log-Normal-Verteilung ein Bemessungswasserstand $h_w = 4,90$ m gewählt werden.

¹⁵⁾ aus vorhandenen Daten von Messstationen entlang der Küste lassen sich Verteilungen anpassen und damit auch wirkliche Überschreitungswahrscheinlichkeiten für den Wasserstand gewinnen. Die hier getroffenen Annahmen sind im Vergleich zu Naturdaten nicht unrealistisch (vgl. z.B. Jensen, 2000). Gleichzeitig erlaubt die Annahme einer Überschreitungswahrscheinlichkeit $P_f = 1 \cdot 10^{-4}$ den Vergleich zu Seedeichen entlang der niederländischen Küste, für die Wasserstände mit einer derartigen Wahrscheinlichkeit für die Bemessung vorgeschrieben sind (vgl. Abschnitt 2.1).

8.1.2 Ermittlung der Deichhöhe

Die Ermittlung der Deichhöhe erfolgt, indem der säkulare Meeresspiegel ($\Delta h = 30 \text{ cm} / 100 \text{ Jahre}$) und der Wellenauflauf addiert werden. Mit den angegebenen Parametern errechnet sich nach Tabelle 4.1 ein Wellenauflauf z_{98} von 2,80 m. Die Bestickhöhe des Deiches kann damit zu $h_k = h_w + \Delta h + z_{98} = 4,90 + 0,30 + 2,80 = 8,00 \text{ m}$ bestimmt werden. Die Versagenswahrscheinlichkeit des Deiches bei dieser deterministischen Berechnung entspricht dann der Überschreitungswahrscheinlichkeit des Wasserstandes ($P_{f, hw} = P_{f, \bar{U}} = 1 \cdot 10^{-4}$), wenn man voraussetzt, dass der Deich versagt, wenn der Bemessungswasserstand überschritten wird.

8.2 Probabilistische Bemessungsverfahren

Auf der Grundlage der Berechnungen des Bemessungswasserstandes und der Deichhöhe aus Abschnitt 8.1.2 soll nun die probabilistische Bemessung durchgeführt und diskutiert werden. Hierfür wird anhand der Fehlerbaumanalyse die Versagenswahrscheinlichkeit des fiktiven Beispieldeiches berechnet (Abschnitt 8.2.1). In Abschnitt 8.2.2 wird ermittelt, um welchen Betrag der Deich abgesenkt werden muss, damit sich die gleiche Versagenswahrscheinlichkeit $P_f = 1 \cdot 10^{-4}$ ergibt, die der deterministischen Berechnung zugeordnet wurde.

8.2.1 Fehlerbaumanalyse

Der fiktive Beispieldeich ist bereits aus der Bearbeitung der vorangegangenen Kapitel bekannt (Abschnitt 3.1.1). Die Ergebnisse der probabilistischen Berechnung liegen dadurch bereits vor (Abschnitt 7.2) und werden in Tabelle 8.1 mit den deterministischen Ergebnissen zusammengestellt.

Tab. 8.1: Übersicht der deterministischen und probabilistischen Berechnung des fiktiven Beispieldeiches

	deterministisch	Fehlerbaum	Szenarienbaum
Wasserstand [m]	4,90 m	2,85 m	2,85 m
Kronenhöhe [m]	8,00 m	8,00 m	8,00 m
P_f (Wellenüberlauf, $q_{zul} = 1 \text{ l/s}\cdot\text{m}$)	-	$4,6 \cdot 10^{-4} / \text{Jahr}$	$4,6 \cdot 10^{-4} / \text{Jahr}$
P_f (Überflutung) / Jahr	$1 \cdot 10^{-4} / \text{Jahr}^{(*)}$	$8,4 \cdot 10^{-6} / \text{Jahr}$	$5,1 \cdot 10^{-5} / \text{Jahr}$

(*) dargestellt ist hier der Wert, der der deterministischen Berechnung implizit zugeordnet ist

Es wird einheitlich von einer vorhandenen Kronenhöhe des Deiches ausgegangen, der Mittelwert des Wasserstandes wird jedoch unterschiedlich angesetzt (vgl. Abschnitt 8.1.1). Das einfache Beispiel in Abschnitt 8.1.1 zeigt, dass allein für den Wasserstand durch die Wahl der Verteilung bereits deutliche Differenzen im Bemessungswasserstand auftreten können.

Die Extrapolation des Wasserstandes auf sehr große Zeiträume ist bei der probabilistischen Bemessung nicht erforderlich. Die Berechnung des Bemessungspunktes der Versagensfunktion z ist jedoch ebenfalls abhängig von den „Schwänzen“ der statistischen Verteilungen der Eingangsparameter (d.h. einer möglichen zu großen Extrapolation über die vorhandenen Datenmengen hinaus), weil das Versagen ($z < 0$) häufig nur bei sehr geringen Überschreitungswahrscheinlichkeiten dieser Parameter eintritt. In Kapitel 5 konnte jedoch hierzu gezeigt werden, dass die Wahl der Verteilung eines einzelnen Parameters auf die Gesamt-Versagenswahr-

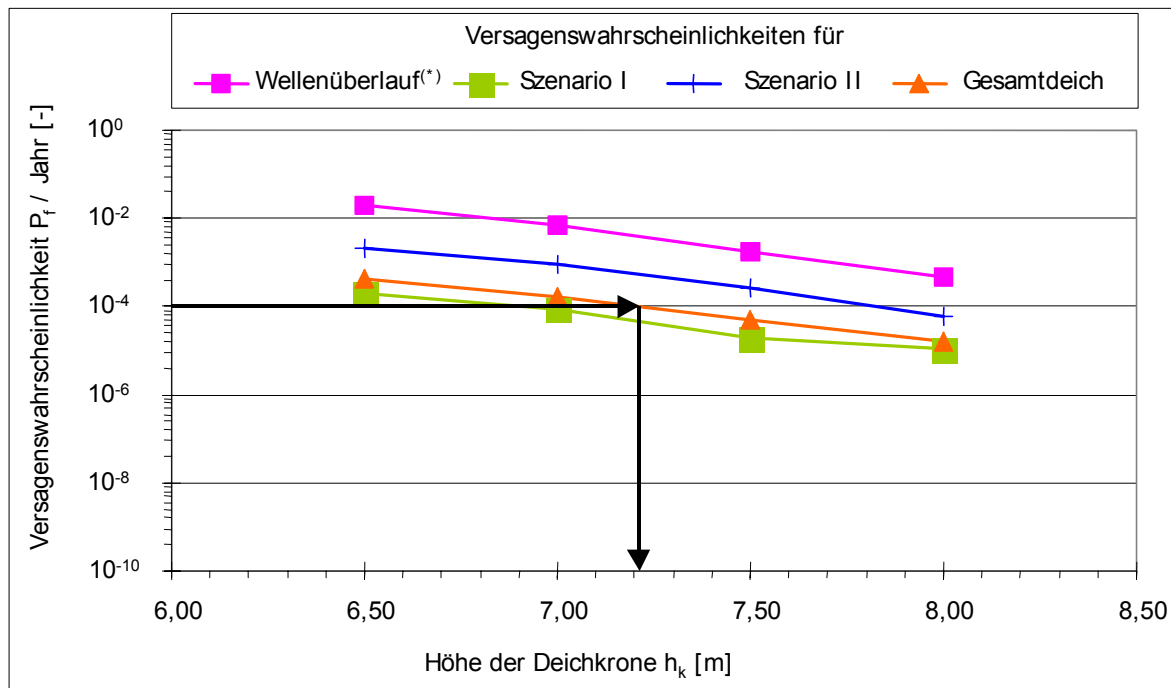
scheinlichkeit im Allgemeinen nur einen geringen Einfluss hat. Damit bietet das probabilistische Verfahren deutliche Vorteile gegenüber der Wahl einer Überschreitungswahrscheinlichkeit eines Wasserstandes und sollte daher immer bevorzugt werden. Die verwendete Software erlaubt zusätzlich sowohl bei der Verwendung von FORM und Monte-Carlo-Verfahren die genaue Realisation der Eingangsparameter für alle Versagensmechanismen im Bemessungspunkt, so dass hierfür die Überschreitungswahrscheinlichkeit explizit kontrolliert werden kann.

Die probabilistische Bemessung führt in diesem Fallbeispiel zu einer Versagenswahrscheinlichkeit des Deiches, die etwa um die Hälfte kleiner ist als bei einer entsprechenden deterministischen Bemessung mit vorgegebenem Bemessungswasserstand (Überschreitungswahrscheinlichkeit von $P_f = 10^{-4} / \text{Jahr}$). Dabei ist aber zu berücksichtigen, dass hier nur die Gesamtversagenswahrscheinlichkeit eines Querschnittes des Deiches ermittelt wurde, während daneben liegende Abschnitte und 3D-Effekt nicht berücksichtigt wurden. Diese sog. „Längeneffekte“ werden zu höheren Versagenswahrscheinlichkeiten des Deiches führen (vgl. Abschnitt 9.2).

Von praktischer Bedeutung ist die Frage der aus der probabilistischen Bemessung resultierenden Reduzierung der Deichhöhe, wenn die Versagenswahrscheinlichkeit des Deiches mit $P_f = 10^{-4} / \text{Jahr}$ angenommen wird (entspricht der Überschreitungswahrscheinlichkeit des 10.000-jährigen Bemessungswasserstandes bei herkömmlicher Bemessung).

8.2.2 Variation der Deichhöhe

Im vorangegangenen Abschnitt ist der Vergleich zwischen deterministischer und probabilistischer Bemessung diskutiert worden, wobei die Versagenswahrscheinlichkeit des bestehenden Deiches geringer ist als die implizit angenommene Versagenswahrscheinlichkeit, die der deterministischen Berechnung zugeordnet wurde. Daraus resultiert die Frage, welcher Deichhöhe eine vorgegebene Gesamt-Versagenswahrscheinlichkeit von $P_f = 1 \cdot 10^{-4} / \text{Jahr}$ für diesen Deich entspricht. Hierfür wurde eine Absenkung der Kronenhöhe des Deiches vorgenommen und die jeweiligen Teilergebnisse in Abbildung 8.2 aufgetragen.



(*) Wellenüberlauf wurde mit $q_{zul} = 1,0 \text{ l / (s·m)}$ berechnet

Abb. 8.2: Variation der Kronenhöhe des fiktiven Beispieldeiches und Auswirkungen auf die Versagenswahrscheinlichkeiten von Wellenüberlauf, Szenario I und II (vgl. Tab. 7.2) sowie des gesamten Deiches

Die Ergebnisse zeigen, dass die Versagenswahrscheinlichkeiten mit abnehmender Kronenhöhe nahezu linear zunehmen. Wird bei $P_f = 1 \cdot 10^{-4}$ /Jahr eine horizontale Linie gezeichnet und zwischen den Ergebnissen der Gesamt-Versagenswahrscheinlichkeit des Deiches für $h_k = 7,0 \text{ m}$ und $h_k = 7,5 \text{ m}$ interpoliert, ergibt sich eine Deichhöhe h_k von etwa $7,20 \text{ m}$, d.h. dass durch die probabilistische Bemessung bei einer Ziel-Versagenswahrscheinlichkeit von $P_f = 10^{-4}$ im vorliegenden Beispiel etwa $0,8 \text{ m}$ Deichhöhe eingespart werden könnten.

Abbildung 8.2 zeigt auch, dass die Kurven der Versagenswahrscheinlichkeiten von Wellenüberlauf, der beiden Szenarien I und II sowie der Gesamt-Versagenswahrscheinlichkeit des Deiches nahezu parallel laufen, wobei für den hier untersuchten Deich der Wellenüberlauf (mit $q_{zul} = 1,0 \text{ l/(s·m)}$) die höchsten Wahrscheinlichkeiten erzielt, während die Versagenswahrscheinlichkeit des Szenario I sehr dicht bei der Gesamt-Versagenswahrscheinlichkeit des Deiches liegt. Die Interpretation und Diskussion dieser Ergebnisse erfolgt im folgenden Abschnitt.

8.2.3 Weitere Beispieldeiche

Für den fiktiven Beispieldeich ist eine Versagenswahrscheinlichkeit P_f von $5,1 \cdot 10^{-5}$ berechnet worden, wenn die Szenarienbildung und damit die zeitliche Abhängigkeit der Versagensmechanismen berücksichtigt wird (vgl. Abschnitt 7.3). In Tabelle 8.2 werden die Ergebnisse für alle Beispieldeiche (Details s. Kap. 3) einschließlich der Variationen des fiktiven Beispieldeiches zusammengestellt. Dabei werden sowohl die Ergebnisse ohne Szenarienbildung (Fehlerbaum) als auch mit Szenarienbildung (Szenarienbaum) berücksichtigt.

Tab. 8.2: Ergebnisse der probabilistischen Berechnung aller Beispieldeiche mit und ohne Szenarienbildung

	fiktiver Beispieldeich			Nordsee-Deich	Ästuar-Deich
	urspr. Zustand	Variation 1	Variation 2		
Wasserstand h_w [m]	2,85	6,10	3,35	3,02	1,60
Kronenhöhe h_k [m]	8,00	8,00	8,00	7,60	8,80
$P_{f,ges}$ / Jahr (Fehlerbaum)	$8,4 \cdot 10^{-6}$	$1,7 \cdot 10^{-2}$	$5,0 \cdot 10^{-5}$	$1,0 \cdot 10^{-8}$	$4,6 \cdot 10^{-6}$
$P_{f,ges}$ / Jahr (Szenarienbaum)	$5,1 \cdot 10^{-5}$	$6,0 \cdot 10^{-2}$	$4,8 \cdot 10^{-4}$	$1,1 \cdot 10^{-5}$	$5,5 \cdot 10^{-6}$

Die Ergebnisse zeigen, dass die Versagenswahrscheinlichkeiten aller Beispieldeiche in der gleichen Größenordnung liegen, während die zwei Variationen des fiktiven Beispieldeiches wegen des erhöhten Wasserstandes zu deutlich höheren Versagenswahrscheinlichkeiten führen (ca. 3 Zehnerpotenzen bei Variation 1, ca. 1 Zehnerpotenz bei Variation 2).

Die Berücksichtigung der zeitlichen Abhängigkeiten der Mechanismen (Szenarienbildung) führt bei allen Beispielen zu einer Erhöhung der Versagenswahrscheinlichkeit (vgl. Details in Abschnitt 7.3), die jedoch für die Beispiele unterschiedlich hoch ist (zwischen 20% für den Ästuardeich bis zu 3 Zehnerpotenzen für den Nordsee-Deich) und die Bedeutung der Berücksichtigung der Szenarienbildung unterstreicht.

8.3 Diskussion der Ergebnisse

Die in diesem Kapitel durchgeführten Berechnungen hatten das Ziel, die entwickelte Methodik auf die Beispieldeiche anzuwenden und einen Vergleich zwischen deterministischer und der hier verwendeten probabilistischen Bemessung durchzuführen und zu diskutieren.

Bei der deterministischen Berechnung des fiktiven Beispieldeiches wird angenommen, dass der Bemessungswasserstand einer Überschreitungswahrscheinlichkeit von $P_f = 1 \cdot 10^{-4}$ /Jahr entspricht und dass eine Extremwertverteilung hierfür angesetzt werden kann. Die Variation des Verteilungstyps erzielt jedoch deutliche Unterschiede bei der Bestimmung des Bemessungswasserstandes (Abb. 8.1). Die dabei auftretenden Schwierigkeiten werden z.B. in [Jensen \(2000\)](#) oder [Fröhle \(2000\)](#) eingehend diskutiert und spielen bei einer probabilistische Berechnung in den meisten Fällen keine wesentliche Rolle mehr (vgl. Abschnitt 8.2.1). Die Deichhöhe wurde für den fiktiven Beispieldeich zusammen mit einem säkularen Meeresspiegelanstieg und Wellenaufbau auf 8,0 m festgelegt.

In die probabilistische Berechnung geht nur der Mittelwert des Wasserstandes ein, jedoch unter der Annahme derselben Verteilung, die zur Berechnung des Bemessungswasserstandes für die deterministische Bemessung führte. Der praktische Vorteil liegt daher in der einfacheren Bestimmung des relevanten Wasserstandes aus vorhandenen Daten. Die Verwendung einer anderen statistischen Verteilung (als der hier verwendeten Log-Normal Verteilung) für den Wasserstand wurde nicht durchgeführt, da hier nur das prinzipielle Vorgehen diskutiert werden soll. Die Anwendung der Methoden auf die untersuchten Beispieldeiche zeigt die Bedeutung der Berücksichtigung zeitlicher Abhängigkeiten auf (Szenarienbildung).

Die Parallelität der Kurven in Abbildung 8.2 legt die Vermutung nahe, dass die Gesamt-Versagenswahrscheinlichkeit des Deiches direkt aus einer einfacher zu ermittelnden Wahrschein-

lichkeit (z.B. für Wellenüberlauf) abgeleitet werden kann (Transferfunktion). Hierbei sollten jedoch die physikalischen Zusammenhänge beachtet werden. So hat der Wellenüberlauf im vorliegenden Fallbeispiel nur einen geringfügigen Einfluss auf die Gesamt-Versagenswahrscheinlichkeit des Deiches und daher nur „zufällig“ einen ähnlichen Verlauf der Kurve. Auch ist der Verlauf dieser Kurven nicht auf andere Deiche übertragbar. Für ausgewählte Fallbeispiele können derartige Berechnungen jedoch zu einer Vereinfachung der probabilistischen Berechnung führen.

Die potenziellen Einsparungen in der Deichhöhe (0,8 m für den hier untersuchten Beispieldeich) basieren auf einer Interpolation der Ergebnisse, die wegen der geringen Steigung der Kurven in Abbildung 8.2 fehleranfällig ist. Wenn z.B. die Gesamt-Versagenswahrscheinlichkeiten des Deiches um den Faktor 2,0 höher liegen (derartige Unterschiede sind durch die Unsicherheiten der Eingangsparameter durchaus möglich), dann führt die Interpolation in Abbildung 8.2 nur noch zu einer Einsparung von 0,5 m. Entsprechende Änderungen der Berechnungen können also zu deutlichen Veränderungen der Einsparungen in der Deichhöhe führen. Die Anwendbarkeit der hier dargestellten Ergebnisse auf andere Beispieldeiche ist ebenfalls noch zu prüfen.

Insgesamt zeigt die Berechnung, dass die probabilistische Bemessung für die vorliegenden Beispieldeiche plausible Ergebnisse liefert und eine Reduktion der Deichhöhe und damit eine wirtschaftlichere Bemessung der Deiche erzielen kann. Für eine bemessungsrelevante Umsetzung der Probabilistik könnte eine Zielvorgabe der Versagenswahrscheinlichkeit für Seedeiche (nicht für Wasserstände) erfolgen. Dies ist jedoch nicht Gegenstand dieser Arbeit (vgl. auch Diskussion in Kapitel 9).

9 – Zusammenfassung, praktische Verwert- barkeit und Ausblick



9 Zusammenfassung, praktische Verwertbarkeit und Ausblick

9.1 Zusammenfassung

Die vorliegende Arbeit befasst sich mit der probabilistischen Bemessung von Küstenschutzbauwerken am Beispiel von Seedeichen, wobei das Hauptziel darin besteht, ein allgemein anwendbares probabilistisches Bemessungskonzept auf der Grundlage vorhandener, zu ergänzender und neu zu entwickelnder Grenzzustandsgleichungen für die maßgebenden Versagensmechanismen und deren Wechselwirkungen vorzustellen. Das Konzept wurde an Beispieldeichen implementiert und die Ergebnisse mit denen herkömmlicher deterministischer Berechnungsverfahren verglichen. Die Eignung probabilistischer Bemessungsmethoden für Küstenschutzbauwerke konnte auf diese Weise aufgezeigt werden.

Um die Anwendbarkeit auf reale Gegebenheiten zu ermöglichen, wurden zunächst eine Reihe von Wissenslücken für die Beschreibung der Versagensmechanismen durch die Erweiterung bestehender bzw. die Entwicklung neuer Berechnungsansätze geschlossen. Abbildung 9.1 gibt einen Überblick über die bearbeiteten Schwerpunkte zur Ermittlung der Versagenswahrscheinlichkeit mit stichpunktartiger Auflistung der wesentlichen Ergebnisse.

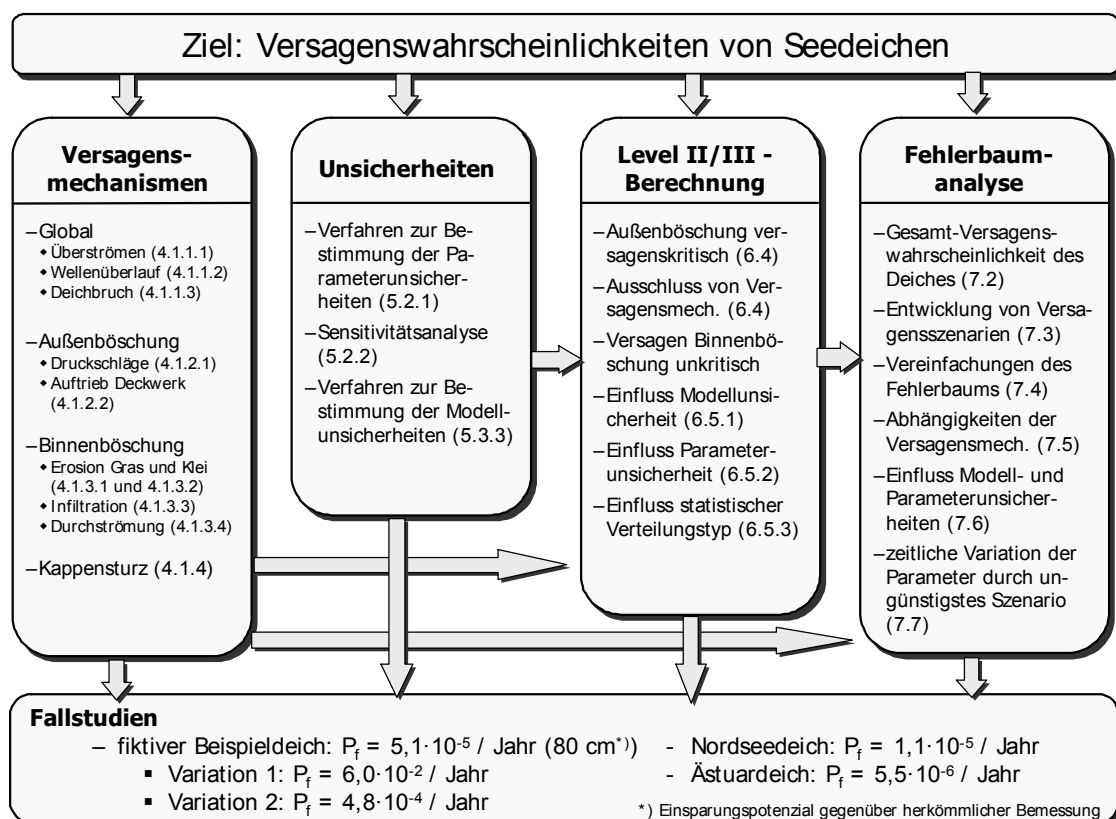


Abb. 9.1: Übersicht über bearbeitete Schwerpunkte für eine probabilistische Bemessung von Seedeichen mit Auflistung der Schlüsselergebnisse (in Klammern: jeweilige Abschnitte der Arbeit)

9.1.1 Versagensmechanismen

Bei der Entwicklung der zum Teil noch nicht vorhandenen (25%) oder lückenhaften (20%) Grenzzustandsgleichungen für die Versagensmechanismen wurden insgesamt 25 Versagensmechanismen und 87 Eingangsparameter im Detail untersucht. Noch nicht vorhandene Grenzzustandsgleichungen wurden neu entwickelt bzw. ergänzt, um eine vollständige Beschreibung des Deichversagens bis zum vollständigen Deichbruch zu ermöglichen.

Die zeitliche Abhängigkeit der Grenzzustandsgleichungen untereinander hat sich bei der Untersuchung der Versagensmechanismen als ein entscheidender Einflussparameter herausgestellt. So spielen z.B. die Sturmflutdauer für die Belastung und die Dauer, die ein Deich der vorherrschenden Belastung standhalten kann, im Hinblick auf die Widerstandsgröße R der Grenzzustandsgleichung eine große Rolle. Die Berücksichtigung dieser Einflussgrößen bildet in der vorliegenden Arbeit die Grundlage für die Entwicklung von Versagensszenarien (vgl. Abschnitt 9.1.4). Darüber hinaus sind viele der verwendeten Eingabeparameter zeitabhängig, so dass eine entsprechende Berücksichtigung dieser zeitlichen Abhängigkeit unerlässlich ist.

9.1.2 Unsicherheiten

Die Unsicherheiten der Eingangsparameter und Modelle und deren explizite Berücksichtigung sind wesentliche Einflussgrößen für die probabilistische Bemessung und stellen im Vergleich zu einer deterministischen Bemessung die entscheidendste Erweiterung dar. Die Auswertung des Schrifttums hat gezeigt, dass bislang zu diesen Unsicherheiten nur sehr wenige Informationen vorhanden sind, so dass sie oft nur durch Standardabweichungen (unter Angabe der Mittelwerte) abgeschätzt werden können.

Um die Bedeutung der o.a. Unsicherheiten abzuschätzen, wurde vorab eine entsprechende Sensitivitätsanalyse (Variation der Eingangsparameter und Modellfaktoren) durchgeführt. Es konnte gezeigt werden, dass sich der Einfluss einzelner Eingangsparameter auf die jeweiligen Versagensmechanismen sowie die Bedeutung der einzelnen Modelle auf die Gesamt-Versagenswahrscheinlichkeit näherungsweise ermitteln lassen. Hierbei muss fallspezifisch vorgegangen werden; da eine Verallgemeinerung für alle denkbaren Formen von Seedeichen wegen der zu hohen Anzahl der entstehenden Kombinationen nicht möglich ist. Sensitivitätsanalysen stellen daher eine gute Möglichkeit dar, die verwendeten Rechenmodelle auf Plausibilität zu überprüfen und die relative Bedeutung der Variation der Eingangsparameter (d.h. ihrer Unsicherheiten) abzuschätzen.

Für die probabilistische Bemessung wurden geeignete Verfahren zur Bestimmung der Parameter- und Modellunsicherheiten erarbeitet. Dazu wurde insbesondere ein Konzept für die Beschreibung der Modellunsicherheiten entwickelt und beispielhaft angewendet. Dies war notwendig, weil derartige Betrachtungen im Schrifttum bislang entweder noch gar nicht vorhanden sind oder aber nur durch die Angabe von Variationskoeffizienten abgehandelt werden, was allein für die Beschreibung des Modellfaktors nicht ausreicht.

9.1.3 Level II/III – Berechnungen

Die Versagenswahrscheinlichkeiten der einzelnen Mechanismen, die zu einem Versagen des Deiches beitragen, sind für ausgewählte Beispieldeiche auf der Grundlage der beschriebenen

Versagensmechanismen und unter Berücksichtigung aller Unsicherheiten (sowohl hinsichtlich der Eingangsparameter als auch hinsichtlich der Modelle) ermittelt worden (Tab. 6.5). Die in der vorliegenden Arbeit neu entwickelte Software (Level II: FORM, Level III: Monte-Carlo-Simulation) wurde anhand einfacher Beispiele auf ihre Anwendbarkeit hin getestet und mit Ergebnissen kommerzieller Software abgeglichen. Die Ergebnisse zeigen, dass (i) einzelne Versagenswahrscheinlichkeiten relativ hoch sind (z.B. Erosion von Gras bzw. Klei auf der Außenböschung); (ii) andere Versagensmechanismen aber vollständig ausgeschlossen werden können, weil die entsprechenden Versagenswahrscheinlichkeiten vernachlässigbar gering sind (z.B. Gleiten des Deiches, unmittelbarer Wellenüberlauf, Überströmen des Deiches), (iii) einzelne Modelle noch nicht die tatsächlichen Verhältnisse in der Natur wiedergeben (z.B. Druckschlag auf der Außenböschung, Kappensturz) und (iv) alle Versagensmechanismen, die die Binnenböschung des Deiches betreffen, in den betrachteten Fallstudien nur sehr geringe Versagenswahrscheinlichkeiten aufweisen. Das ist damit zu erklären, dass diese Mechanismen implizit die bereits geringe Wahrscheinlichkeit eines Wellenüberlaufs beinhalten.

Die Unsicherheiten der Eingangsparameter und des Modellfaktors sowie der Typ der statistischen Verteilung wurden nacheinander und unabhängig voneinander variiert. Die Analyse hat gezeigt, dass (i) der Modellfaktor mit Ausnahme von zwei wesentlichen Versagensmechanismen (Wellenüberlauf und rückschreitende Erosion) keinen nennenswerten Einfluss beinhaltet, (ii) vor allem die Unsicherheiten des Wasserstandes und der Wellenperiode die deutlichsten Unterschiede bei den Versagenswahrscheinlichkeiten hervorrufen (bis zu mehreren Zehnerpotenzen) und daher zusammen mit den jeweiligen Unsicherheiten für eine zukünftige Bemessung noch eingehender untersucht werden müssen, (iii) die Variation des statistischen Verteilungstyps (Log-Normal- und Weibull-Verteilung) immer geringere oder gleiche Versagenswahrscheinlichkeiten als bei Verwendung einer Normalverteilung der Parameter ergab.

9.1.4 Fehlerbaumanalyse

Es wurde ein Fehlerbaum erarbeitet, in dem alle zuvor diskutierten und neu entwickelten Versagensmechanismen zusammengefasst und durch Verknüpfungen in Form von AND-, OR-, oder IF-Toren gekoppelt sind (vgl. Abb. 7.1). Die Berechnung der Gesamt-Versagenswahrscheinlichkeit des fiktiven Beispieldeiches auf Grundlage dieses Fehlerbaumes ergibt zunächst eine Wahrscheinlichkeit des Top-Ereignisses („Überflutung“) von $P_f = 8,4 \cdot 10^{-6}$ / Jahr. Dabei sind die zeitlichen Abhängigkeiten der Grenzzustandsgleichungen noch nicht berücksichtigt; da sie aber das Ergebnis wesentlich beeinflussen (zu kleine Versagenswahrscheinlichkeiten), wurde ein Verfahren zur Bildung von Versagensszenarien entwickelt, das diese Einflüsse zufrieden stellend berücksichtigt. Die Versagenswahrscheinlichkeit veränderte sich mit Hilfe dieses Ansatzes für den fiktiven Beispieldeich von $P_f = 8,4 \cdot 10^{-6}$ / Jahr zu $P_f = 5,1 \cdot 10^{-5}$ / Jahr.

Die in der Arbeit entwickelten Berechnungsverfahren werden auf Beispiele aus dem Schrifttum (i.d.R. einfachere Fehlerbäume) angewendet. Durch den Vergleich der Ergebnisse lässt sich folgern, dass i.d.R. (i) durch vereinfachte Fehlerbäume zu große Versagenswahrscheinlichkeiten berechnet werden (Unterschiede bis zu 1 Zehnerpotenz in den gewählten Beispielen), (ii) sinnvolle Vereinfachungen des Fehlerbaumes (z.B. durch Entfernen der Versagensmechanismen, die nur geringen Einfluss auf die Gesamt-Versagenswahrscheinlichkeit des Deiches ausüben) zu Ergebnissen in der gleichen Größenordnung führen wie für das Gesamtergebnis einer Szenarienberechnung.

Der relative Einfluss der Unsicherheiten der Modelle und Eingangsparameter auf die Gesamt-Versagenswahrscheinlichkeit des Deiches wurde durch die sukzessive Variation der einzelnen Unsicherheiten, d.h. ihrer Standardabweichungen untersucht. Die Ergebnisse zeigen, dass sich bei der hier vorgeschlagenen Bildung von Szenarien nahezu kein Einfluss auf die Versagenswahrscheinlichkeiten der einzelnen Szenarien nachweisen lässt. Daraus kann geschlossen werden, dass bei nahezu allen Versagensmechanismen (Ausnahme ist hier z.B. die rückschreitende Erosion) der Unsicherheit der Modelle nicht die erwartete Bedeutung beizumessen ist.

Der Einfluss der zeitlichen Abhängigkeit der Eingangsparameter wird am Beispiel von Sturmflutwasserständen untersucht. Dabei ergibt sich das ungünstigste Szenario bei dem zeitgleichen Auftreten von Scheitelwasserstand und verminderter Scherfestigkeit der Kleidecke. Bei unveränderter Sturmflutdauer $t_s = 6,5$ h und einer Scherfestigkeit $c_u = 3,0$ kN/m² erhöht sich z.B. die Versagenswahrscheinlichkeit nur geringfügig auf $P_f = 5,8 \cdot 10^{-5}$ / Jahr. Bei dann verringerter Sturmflutdauer auf z.B. $t_s = 2,0$ h (Berücksichtigung nur des Sturmflutscheitels) ist die Versagenswahrscheinlichkeiten kleiner als $P_f = 1 \cdot 10^{-10}$ / Jahr. Daraus lässt sich schließen, dass (i) die Sturmflutdauer einen deutlich größeren Einfluss hat als die Scherfestigkeit; (ii) das Herabsetzen der Scherfestigkeit allein nicht wesentlich zur Erhöhung der Versagenswahrscheinlichkeit des Deiches beiträgt; und (iii) die Berücksichtigung weiterer zeitlicher Abhängigkeiten der Eingangsparameter im Falle des betrachteten Beispiels vernachlässigt werden kann.

9.1.5 Fallstudien

Die ermittelte Versagenswahrscheinlichkeit des fiktiven Beispieldeiches ist um etwa eine Zehnerpotenz geringer als bei einer entsprechenden deterministischen Bemessung mit vorgegebenem Wasserstand mit einer angenommenen Überschreitungswahrscheinlichkeit $P_f = 1 \cdot 10^{-4}$ / Jahr. Von praktischer Bedeutung ist die Frage, wie die Deichhöhe bei einer probabilistischen Bemessung reduziert werden kann, wenn die Versagenswahrscheinlichkeiten des Deiches mit $P_f = 1 \cdot 10^{-4}$ / Jahr (entspricht der Überschreitungswahrscheinlichkeit bei deterministischer Bemessung) angesetzt wird.

Die Berechnungen haben ergeben, dass bei einer probabilistischen Berechnung auf Grundlage von Szenarien und hier verwendeter Unsicherheiten der Eingangsparameter und der Modelle für den fiktiven Beispieldeich 0,80 m Deichhöhe eingespart werden könnten.

Die Ergebnisse zeigen also, dass die probabilistische Berechnung grundsätzlich Einsparungspotenzial beinhaltet, weil die Methode (i) auf Grundlage der Schadensanalysen mit vielen aufeinander aufbauenden Versagensmechanismen erstellt wurden; und (ii) die Addition auf der sicheren Seite liegender Ansätze vermieden, sondern vielmehr Unsicherheiten der Eingangsparameter und Modelle explizit berücksichtigt werden. Die vorliegenden Ergebnisse basieren auf einer Reihe von Annahmen, die vor einer praktischen Anwendung der probabilistischen Bemessung noch eingehender untersucht werden müssen.

9.2 Verwertbarkeit der Methoden und Ergebnisse

Durch probabilistische Verfahren lässt sich die Versagenswahrscheinlichkeit einer beliebigen Grenzzustandsgleichung anhand von Level II-Methoden (ggf. auch Level III Methoden) ermit-

teln und damit gleichzeitig Aussagen über die Bedeutung der Eingangsparameter auf das Ergebnis ableiten. Aufwändige bislang noch vorzunehmende deterministische Sensitivitätsanalysen von Parametern können somit entfallen und könnten durch wesentlich schnellere probabilistische Berechnungen ersetzt werden.

Mit Hilfe von Monte-Carlo-Simulationen (MC-Simulation) lassen sich Veränderungen in den statistischen Verteilungen von Eingangsparametern beurteilen. Wenn z.B. von einer Rayleigh-Verteilung der Wellenhöhe im Tiefwasser vor dem Bauwerk ausgegangen wird, lassen sich mit Hilfe der MC-Simulation die Wellen an den Fuß des Bauwerks transformieren (z.B. unter Berücksichtigung von Refraktion, Shoaling- und Brechkriterien oder aber mit Hilfe numerischer Modelle wie SWAN oder HISWA), um die Verteilung der Wellenhöhen am Bauwerk zu ermitteln. Derartige Methoden bieten sich an, um z.B. Aussagen über die Verteilungen von Seegangsparemtern für die Bemessung überall dort zu erhalten, wo nicht auf lokale Messungen zurückgegriffen werden kann.

Probabilistische Bemessungsverfahren sind derzeit im Küsteningenieurwesen als relativ neue Methoden anzusehen. Die Ergebnisse der vorliegenden Untersuchungen haben am Beispiel von Seedeichen gezeigt, dass derartige Methoden Erfolg versprechend sind. Bisher sind allerdings nur einzelne Deichquerschnitte berücksichtigt worden, 3-dimensionale Effekte bzw. die Berücksichtigung mehrerer Deichquerschnitte und ihr jeweiliger Beitrag (Längeneffekt) müssen noch untersucht werden. Außerdem müssen die Methoden für eine praktische Anwendung noch weiterentwickelt werden.

Das Ergebnis der probabilistischen Berechnungen liefert die Versagenswahrscheinlichkeit eines Küstenschutzbauwerks, das dann in eine Risikoanalyse eingebunden werden kann. Zur Bestimmung des Risikos einer durch Hochwasser bedrohten Küstenregion sind auch noch beispielhafte Untersuchungen der potenziellen Schäden notwendig. Das Risiko kann dann als Produkt aus Versagenswahrscheinlichkeit und potenziellem Schaden für einzelne Küstenschutzregionen ermittelt und mit anderen Risikoarten verglichen werden.

9.3 Ausblick

Die Ergebnisse dieser Arbeit haben gezeigt, dass eine probabilistische Bemessung von Seedeichen möglich ist und im Vergleich zu herkömmlichen deterministischen Ansätzen Einsparungen der Deichabmessungen erzielt werden können. Bei dem heutigen Kenntnisstand müssen jedoch immer noch Annahmen hinsichtlich einiger Grenzzustandsgleichungen und Unsicherheiten getroffen werden. Darüber hinaus ist den Ergebnissen hinsichtlich der relativen Bedeutung der einzelnen Versagensmechanismen und Unsicherheiten zur Gesamt-Versagenswahrscheinlichkeit die Priorität im Hinblick auf den weiteren Forschungsbedarf im Grundlagen und angewandten Bereich einzuräumen.

9.3.1 Forschungsbedarf im Grundlagenbereich

Die Untersuchung und Analyse der Versagensmechanismen hat gezeigt, dass die einzelnen Mechanismen unterschiedliche Bedeutung für die Gesamt-Versagenswahrscheinlichkeit des Deiches haben. Auch wenn diese Wichtung der Versagensmechanismen sehr stark von dem jeweils untersuchten Deich abhängig ist, kann die relative Bedeutung der Mechanismen auf-

gezeigt werden. Die mit diesem Prozess verknüpften Versagenswahrscheinlichkeiten und deren Einfluss auf die Gesamt-Versagenswahrscheinlichkeit des Deiches sind sehr hoch und sollten daher nochmals kritisch geprüft und anhand von weiteren Untersuchungen (Modellversuchen) verifiziert werden. Zusätzlich sind einzelne Versagensmechanismen auch noch eingehender zu analysieren, wobei im Folgenden die hierzu noch für notwendig erachteten Untersuchungen aufgelistet werden:

- **Erosion von Gras und Klei auf der Außenböschung und Binnenböschung des Deiches:** hierzu sind noch systematische Untersuchungen erforderlich, so z.B. die Erosionsbeständigkeit unterschiedlicher Grassorten in Verbindung mit dem zugehörigen Boden (Klei) sowie die Abhängigkeit von der Strömungsgeschwindigkeit des auf- und überlaufenden Wassers von besonderer Bedeutung;
- **Druckschlag:** die Grenzzustandsgleichung für den Mechanismus „Druckschlag“ ist noch eingehender zu untersuchen: ausgehend von den ersten Ergebnissen zu Druckschlagwirkungen in Spalten von Wellenbrechern (vgl. u.a. [Wolters & Müller, 2001](#)) sind noch Untersuchungen zu den physikalischen Vorgängen bei der Erosion des Bodenmaterials einschließlich Bewuchs zwingend erforderlich. Hierzu bieten sich systematische Untersuchungen an, wie z.B. Fallversuche von kontrollierten Wasservolumina auf geneigte Oberflächen im 1:1 Maßstab, bei denen unterschiedliche Bodenqualitäten unter dem Einfluss brechender Wellen und Vorschädigungen des Bodenmaterials analysiert werden können;
- **Kappensturz und Gleiten des Kleis auf der Binnenböschung:** hier sind zunächst noch theoretische Untersuchungen notwendig, um zu ermitteln, wie es zu den Schadensfällen z.B. während der schweren Sturmflut 1962 kommen konnte. Die damaligen Ereignisse waren vor allem durch eine zu steile Binnenböschung und aufgrund der damaligen unzureichenden Deichhöhe eine wesentlich höhere Wahrscheinlichkeit des Wellenüberlaufs gekennzeichnet. Eine Überprüfung der Modellansätze anhand von einzelnen Ereignissen aus der damaligen Zeit sollte geprüft werden;
- **Deichbruch:** die Erosion des Deichbodens und der zugehörige vollständige Deichbruch ist im Rahmen der vorliegenden Untersuchungen auf die Kombination von „Überströmen des Deiches“, „Wellenüberlauf“ und einen „Deich aus Sand“ erweitert worden. Eine nochmalige Erweiterung des hier verwendeten Ansatzes für andere Bodenmaterialien (z.B. Klei mit unterschiedlichen Sandanteilen) sowie von Inhomogenitäten im Deichkörper (Schichtwechsel, Tiere, Wurzeln, etc.) muss eingehender untersucht werden. Diesbezügliche Untersuchungen sind z.B. auch im Hinblick auf das Durchströmverhalten des Wassers durch den brechenden Deich und die Initialbedingungen für die daraus resultierende Ausbildung einer Flutwelle ins Hinterland sehr wichtig;
- **Durchsickerung:** die Durchströmung des Deiches wurde auf der Grundlage einfacher Ansätze vorgenommen. Als weiterführender Schritt ist noch die Vorschädigung der Kleischicht zu untersuchen (Anmerkung: bei nicht vorgeschädigter Kleischicht ergibt sich immer eine Versagenswahrscheinlichkeit von Null für die Durchsickerung).

Aufbauend auf der verbesserten Beschreibung der o.a. Versagensmechanismen ist der Einfluss verschiedener Grenzzustandsgleichungen auf die Gesamt-Versagenswahrscheinlichkeit zu prüfen. Die Analyse der Unsicherheiten der Modellfaktoren hat für die untersuchten Beispieldeiche und die verwendeten Modelle gezeigt, dass deren Einfluss nicht die erwartete Bedeutung beizumessen ist. Wenn sich dieses Ergebnis für unterschiedliche Grenzzustandsgleichungen bestätigen lässt, so kann dies als wesentliche Aussage für die erforderlichen Genauigkeitsansprüche bei der Entwicklung von Modellen betrachtet werden.

In den vorliegenden Untersuchungen sind Probleme, die bei Übergängen zwischen unterschiedlichen Materialien entstehen (z.B. Übergang zwischen Deckwerk und Grasschicht), noch nicht betrachtet worden. Die Analyse von Schäden an Seedeichen hat aber gezeigt, dass vor allem an diesen Übergängen anfängliche Schäden eines Deiches hervorgerufen werden, die mit länger werdender Sturmflut überproportional vergrößert werden. In der vorliegenden Arbeit konnten derartige Vorschädigungen nicht berücksichtigt werden, da hierzu keine Informationen vorliegen. Zur weiteren Klärung dieser Problematik müssen zunächst noch eingehende Schadensanalysen durchgeführt werden, um die Häufigkeit des Auftretens und damit die Relevanz aufzuzeigen bzw. auch noch die physikalischen Gesetzmäßigkeiten zu untersuchen.

Die Unsicherheit der Eingabeparameter ist unter den hier geltenden Voraussetzungen für die Grenzzustandsgleichungen insbesondere für den Wasserstand und die zugehörigen Seegangparameter von großer Bedeutung. Daher sind für die Bestimmung der Versagenswahrscheinlichkeit des Deiches noch eingehendere Untersuchungen und Daten zur Erfassung der tatsächlichen Häufigkeitsverteilungen dieser Parameter notwendig. Allein die Verringerung der Unsicherheiten dieser Parameter wird bereits zu einer niedrigeren Versagenswahrscheinlichkeit des Deiches führen. Vorab ist aber zu prüfen, welche Optimierung des jeweiligen Deichprofils erreicht werden kann. Eine Kosten-Nutzen-Analyse kann Hinweise liefern, ob weitere Untersuchungen zur Verringerung der Unsicherheiten gerechtfertigt sind.

9.3.2 Forschungsbedarf im angewandten Bereich

Die vorliegende Arbeit war auf grundsätzliche Möglichkeiten und Anforderungen an eine probabilistische Bemessung von Deichen ausgerichtet. Für diese Untersuchungen wurden bestehende Verfahren (Grenzzustandsgleichungen) verwendet und verbessert sowie der Einfluss von Unsicherheiten und Modellfaktoren untersucht und bewertet. Bis zur Anwendung und Entwicklung praxisnaher Methoden sind aber noch einige Fragen zu klären:

- **Berechnungsaufwand für Level III Analysen:** weitere Untersuchungen sind noch erforderlich, um die Berechnungen von Level III Analysen zu beschleunigen. Aufgrund der ständig steigenden Rechnerkapazitäten und –leistungen muss der Zeitaufwand für Monte-Carlo-Simulationen verringert werden, um einfache und schnelle Lösungen auch für komplexe Grenzzustandsgleichungen zu ermöglichen;
- **Anwenderfreundliche Software:** die Entwicklung anwenderfreundlicher Software, die alle Ergebnisse für unterschiedliche Untersuchungen berücksichtigt und auch noch umzusetzende Verbesserungen beinhaltet, fehlt zurzeit noch. Die Untersuchungen haben gezeigt, dass eine Software zur Umsetzung probabilistischer Bemessungsmethoden unbedingt auch Plausibilitätskontrollen aller Ergebnisse beinhalten muss, um die Nachvollziehbarkeit zu gewährleisten;
- **Ergebnis-Datenbank:** anhand umfangreicher Berechnungen von Einzelfällen wird der Aufbau von Datenbanken empfohlen, in denen Berechnungen von Versagensmechanismen gespeichert werden, um sie bei Bedarf anstelle aufwändiger Level III-Berechnungen heranziehen zu können.

Neben dem Top-Ereignis „Überflutung“, der den vorliegenden Untersuchungen als Kriterium für die Berechnung der Versagenswahrscheinlichkeit zugrunde gelegt wurde, sind auch noch die Versagenswahrscheinlichkeiten einzelner Mechanismen kritisch zu untersuchen, da diese bei einem Versagen auch schon erhebliche (Instandhaltungs-)Kosten verursachen können.

Derartige Versagensmechanismen sollten als Teil-Fehlerbaum untersucht und mit Hilfe von Kosten-Nutzen-Analysen optimiert werden.

Schrifttum



Schrifttum

- Andrews, J.D.; Moss, T.R. (1993): Reliability and risk assessment. Harlow, England: Longman Scientific and Technical, 368 S.
- Armbruster, H.; Heibaum, M.; Schuppener, B. (1999): Standsicherheit von Dämmen an Bundeswasserstraßen. *Binnenschifffahrt*, Nr. 5/6, S. 70-72/66-69.
- Ayyub, B.M.; Gupta, M.M. (1998): Uncertainty analysis in engineering and sciences: fuzzy logic, statistics, and neural network approach. Boston, USA: Kluwer Academic Publishers, 370 S.
- Bakker, W.T.; Vrijling, J.K. (1980): Probabilistic design of sea defences. *Proceedings International Conference Coastal Engineering (ICCE)*, Sydney, Australien, Nr. 17, Volume 3, S. 2040-2059.
- Barlow, R.E. (1998): Engineering reliability. Philadelphia, USA: SIAM, 199 S.
- Bezirksregierung Weser-Ems (Hrsg.) (1997): Generalplan Küstenschutz für den Regierungsbezirk Weser-Ems. mit 6 Tab.; 5 Abb.; 29 Anlagen, Oldenburg, 42 S.
- Bezuijen, A.; Klein-Breteler, M. (1996): Design formulas for block revetments. *Journal of Waterway, Port, Coastal and Ocean Engineering*, ASCE, Bd. 122, Nr. 6, no. 11822, S. 281-287.
- Bollaert, E.; Schleiss, A. (2001): A new approach for better assessment of rock scouring due to high velocity jets at dam spillways. *ICOLD European Symposium*, Geiranger, Norwegen, 9 S. Angenommen.
- Bretschneider, C.L. (1954): Generation of wind waves over a shallow bottom. *Technical Memorandum. Beach Erosion Board. Corps of Engineers*, US Army Corps of Engineers, Nr. 51.
- Brösskamp, K.H. (1976): Seedeichbau – Theorie und Praxis. Hamburg, 528 S.
- Burcharth, H.F. (1994): Reliability evaluation of a structure at sea. *Proceedings International Workshop Wave Barriers in Deepwaters*, PHRI, Yokosuka, Japan, S. 470-517.
- Cacciabue, P.C. (2000): Human factors impacts on risk analysis of complex systems. *Journal of Hazardous Materials*, Amsterdam, Holland: Elsevier Science Ltd., Bd. 71, S. 101-116.
- CEM (2001): Coastal Engineering Manual. Part VI: Design of Coastal Project Elements.
- CIRIA/CUR (1991): Manual on the use of rock in coastal and shoreline engineering. Rotterdam, Holland / Brookfield, USA: A.A. Balkema, 607 S.
- Cooke, R.M.; Van Noortwijk, J.M. (1997): Uncertainty analysis of inundation probabilities. Problem reconnaissance. *Report. Faculty of Technical Mathematics and Informatics, Delft University of Technology*, Nr. 97-37, Delft, Holland, 180 S.
- Cornell, C.A. (1969): A probability-based structural code. *Journal of the American Concrete Institute*, Bd. 66, Nr. 12, S. 974-985.
- CUR (1990): Probabilistic design of flood defences. *Centre for Civil Engineering Research, Codes and Specification*, CUR, Nr. 141, Gouda, Holland, 154 S.
- De Haan, L.; De Ronde, J.G. (1998): Sea and wind: multivariate extremes at work. *Extremes*, Bd. 1, Nr. 1, S. 7-45.
- De Mello, V.F. (1975): Some lessons from unsuspected, real and fictitious problems in earth dam engineering in Brazil. *Proceedings 6th Regional Soil Mechanics and Foundation Engineering Conference for Afrika*, Rotterdam, Holland, Balkema, Nr. 6, S. 285-304.
- De Ronde, J.G.; De Leeuw, A. (2001): Probabilistic dike design in the Netherlands. *Proceedings of International Workshop on Advanced Design of Maritime Structures in the 21st Century (ADMS21)*, Goda, Y.; Takahashi, S. (eds.), Yokosuka, Japan, Paper E-2, S. 172-181.
- Dietrich, R.A. (1996): Untersuchung von Extremwasserständen der Pegel Wismar und Warnemünde. *Jahresbericht 1996*, TU Dresden, Dresden, 46 S., 1 Anhang.

- DIN (1983): Erd- und Grundbau. Normen. Berlin: Beuth Bauverlag, 382 S.
- DIN (1996): DIN 1054: Sicherheitsnachweise im Erd- und Grundbau. Berlin: Beuth-Verlag, S. 109-191.
- Ditlevsen, O.; Madsen, H.O. (1996): Structural reliability methods. Chichester et al.: John Wiley & Sons, 372 S.
- DVWK (Hrsg.) (1992): Historischer Küstenschutz: Deichbau, Inselschutz und Binnenentwässerung an Nord- und Ostsee. Stuttgart: Wittwer Verlag.
- EAK (1993): Empfehlungen für die Ausführungen von Küstenschutzwerken. Empfehlungen D: Sandaufspülungen als Küstenschutz. *Die Küste. Archiv für Forschung und Technik an der Nord- und Ostsee.*, KFKI, Heide i. Holst.: Boyens & Co., Heft 55, S. 284-351.
- EAU (1996): Empfehlungen des Arbeitsausschusses "Ufereinfassungen" Häfen und Wasserstraßen. *Hafenbautechnische Gesellschaft, Deutsche Gesellschaft für Erd- und Grundbau*, Berlin: Ernst & Sohn.
- Eißfeldt, F.-P. (1999): Entwurf von See- und Tidestromdeichen. In: *Empfehlungen des Ausschusses für Küstenschutzwerke (EAK 2000)*, Mai 1999, Empfehlungen G, 31 S.
- Elishakoff, I. (2000): Possible limitations of probabilistic methods in engineering. *Applied Mechanics Review*, ASME, Bd. 53, Nr. 2, S. 19-36.
- Fragola, J.R. (1999): An engineering approach to human reliability. *Safety and Reliability, Proceedings of the ESREL'99 Conference*, Schueller, G.I.; Kafka, P. (eds.), München, A.A.Balkema, Rotterdam, Volume 1, S. 657-662.
- Freie und Hansestadt Hamburg (1998): Hochwasserschutz in Hamburg. Baubehörde, Amt für Wasserwirtschaft, Hamburg.
- Fröhle, P. (2000): Messung und statistische Analyse von Seegang als Eingangsgröße für den Entwurf und die Bemessung von Bauwerken des Küstenwasserbaus. *Rostocker Berichte aus dem Fachbereich Bauingenieurwesen*, Rostock, Heft 2, 150 S.; 4 Anlagen.
- Führböter, A. (1994): Wave loads on sea dikes and sea-walls. In: Abbott, M.B.; Price, W.A.: *Coastal, Estuarial and Harbour Engineers' Reference Book*, London/Glasgow, England, first edition, S. 351-367.
- Führböter, A. (1991): Wellenbelastung von Deich- und Deckwerksböschungen. *Jahrbuch der Hafenbautechnischen Gesellschaft*, HtG, Hamburg: Schifffahrts-Verlag HANSA, Bd. 46, S. 225-282.
- Führböter, A.; Jensen, J.; Schulze, M.; Töppe, A. (1988): Sturmflutwahrscheinlichkeiten an der deutschen Nordseeküste nach verschiedenen Anpassungsfunktionen und Zeitreihen. *Die Küste. Archiv für Forschung und Technik an der Nord- und Ostsee*, KFKI, Heide i. Holst.: Boyens & Co., Heft 47, S. 163-186.
- Goda, Y. (1978): The observed joint distribution of periods and heights of sea waves. *Proceedings International Conference Coastal Engineering (ICCE)*, Hamburg, Nr. 16, Volume 1, S. 227-246.
- Goda, Y. (1994): On the uncertainties of wave heights as the design load for maritime structures. *Proceedings International Workshop Wave Barriers in Deepwaters*, PHRI, Yokosuka, Japan, S. 419-437.
- Goda, Y. (2000): Random seas and design of maritime structures. River Edge, NJ, USA: World Scientific, 2nd edition, 350 S.
- Gönnert, G. (1999): Windstauanalysen in Nord- und Ostsee. *Abschlußbericht zum KFKI Forschungsvorhaben, März 1999*.
- Grüne, J. (1988): Wave-induced shock pressures under real sea state conditions. *Proceedings International Conference Coastal Engineering (ICCE)*, ASCE, Malaga, Spanien, Nr. 21, Volume 3, S. 2340-2354.

- HR Wallingford (1994): Validation of joint probability methods for large waves and high water levels. *Report. Hydraulic Research Wallingford. SR, SR 347*, Wallingford, England.
- Hussaarts, M.; Vrijling, J.K.; van Gelder, P.H.A.J.M.; de Looft, H.; Blonk, C. (1999): The probabilistic optimisation of the revetment on the dikes along the Frisian coast. *Proceedings Coastal Structures'99*, Santander, Spanien, Balkema Publishers, Volume 1, S. 325-330.
- Infram (2000a): Golfoverslag en erosie binnentalud. *Internal Report, INFRAM*, Zeewolde, Holland, 5 S. In Holländisch.
- Infram (2000b): Rudimentaire opzet erosiemodel dijken. *Internal Report, INFRAM*, Zeewolde, Holland, 8 S. In Holländisch.
- Jensen, J. (1985): Über instationäre Entwicklungen der Wasserstände an der deutschen Nordseeküste. *Mitteilungen Leichtweiß-Institut für Wasserbau der Technischen Universität Braunschweig*, Braunschweig, Heft 88, S. 151-319.
- Jensen, J. (2000): Extremereignisse an Nord- und Ostseeküsten – Ermittlung von Bemessungsereignissen. *Mitteilungen des Franzius-Instituts für Wasserbau und Küsteningenieurwesen. Beiträge zum Internationalen Workshop "Risikomanagement im Küstenraum"*, Franzius-Institut, Universität Hannover, Hannover, Nr. 85, S. 39-58.
- Jensen, J.; Mügge, H.-E.; Schönfeld, W. (1992): Analyse der Wasserstandsentwicklung und Tidedynamik in der Deutschen Bucht. *Die Küste. Archiv für Forschung und Technik an der Nord- und Ostsee*, KFKI, Heide i. Holst.: Boyens & Co., Heft 53, S. 211-275.
- Jorissen, R.E. (1997): Safety, risk and flood protection. *Proceedings of the 1st RIBAMOD workshop: River Basin Modelling, Management and Flood Mitigation, Concerted Action*, Delft, Holland, S. 57-72.
- Kaiser, R.; Brandt, G.; Gärtner, J.; Glaser, D.; Grüne, J.; Jensen, F.; Niemeyer, H.D.; (1994): Wave climate study in wadden sea areas. *Proceedings International Conference Coastal Engineering (ICCE)*, ASCE, Kobe, Japan, Nr. 24, 11 S.
- Kamphuis, J.W. (1999): Marketing uncertainty. *Proceedings International Conference on Coastal and Port Engineering in Developing Countries (COPEDEC)*, Cape Town, Südafrika, Nr. 5, S. 2088-2099.
- Klein Breteler, M.; Pilarczyk, K.W.; Stoutjesdijk, T. (1998): Design of alternative revetments. *Proceedings International Conference Coastal Engineering (ICCE)*, ASCE, Kopenhagen, Dänemark, Nr. 26, Volume 2, S. 1587-1600.
- Kolb, A. (1962): Sturmflut 17. Februar 1962. Morphologie der Deich- und Flurbeschädigungen zwischen Moorborg und Cranz. *Institut für Geographie und Wirtschaftsgeographie der Universität Hamburg*, Heft 16, Hamburg.
- Kortenhaus, A. (1996): Statistical analysis of wave impacts on caisson breakwaters – results of large-scale and small-scale model tests. *Proceedings Task 4 Workshop Hannover, MAST III, PROVERBS-Project: Probabilistic Design Tools for Vertical Breakwaters*, Hannover, Annex 4, 8 S.
- Kortenhaus, A.; Oumeraci, H. (2001): Risk-based design of coastal flood defences: concept, problems and challenges. In: DKKV, Zweites Forum Katastrophenvorsorge "Extreme Naturereignisse - Folgen, Vorsorge, Werkzeuge", Leipzig, Germany, 10 pp.
- Kortenhaus, A.; Oumeraci, H. (2002a): Probabilistische Bemessungsmethoden für Seedeiche. *Berichte Leichtweiß-Institut für Wasserbau, Technische Universität Braunschweig, LWI*, Nr. 877, Braunschweig, 205 S., 6 Anlagen.
- Kortenhaus, A.; Oumeraci, H. (2002b): Ergebnisse der Sensitivitätsanalyse. *Projektbericht. Leichtweiß-Institut für Wasserbau der Technischen Universität Braunschweig*, Braunschweig, 20 S., 2 Anlagen.

- Kortenhaus, A.; Wittkop, A.; Weißmann, R.; Richwien, W.; Oumeraci, H. (2001): Bemessungsgrundlagen und Versagensmechanismen für Seedeiche. *Projektbericht. Leichtweiß-Institut für Wasserbau der Technischen Universität Braunschweig*, Braunschweig, 196 S., 2 Anlagen.
- Kuijper, H.; Vrijling, J.K. (1998): Probabilistic approach and risk analysis. In: Pilarczyk, K.W. (ed.): *Dikes and revetments*, Rotterdam/Brookfield: A.A. Balkema, Chapter 20, S. 443-462.
- Kunz, H. (1996): Bisheriger und zukünftiger Küstenschutz im Kontext eines integrierten Küstengebietsmanagements – Beispiele aus dem Weser-Ems-Raum. In: Sterr, H.; Preu, C.: *Beiträge zur aktuellen Küstenforschung*, Oldenburg, S. 211-213.
- Kunz, H.; Flüge, G. (2002): Empfehlungen A2, Abschnitt B2.1: Bemessungswasserstand. In: *Empfehlungen des Ausschusses für Küstenschutzwerke (EAK 2002)*, 36 S.
- Laustrop, C.; Toxvig, H.; Poulsen, L.; Jensen, J. (1990): Dike failure calculation model based on in situ tests. *Proceedings International Conference Coastal Engineering (ICCE)*, ASCE, Delft, Holland, Nr. 22, Volume III, Chapter 203, S. 2671-2681.
- Lindenberg, J.; De Groot, M.B. (1998): Overall geotechnical stability. In: Pilarczyk, K.W. (ed.): *Dikes and revetments*, Rotterdam/Brookfield: A.A. Balkema, Chapter 19, S. 429-443.
- Losada, M.A.; Gimenez-Curto, L.A. (1979): The joint effect of the wave height and period on the stability of rubble mound breakwaters using Iribarren's number. *Coastal Engineering*, Amsterdam, Holland: Elsevier Science Publishers B.V., Bd. 3, S. 77-96.
- Mai, S.; Von Lieberman, N. (2000): Belastung der Seedeiche durch Wasserstände und Wellen. *Mitteilungen des Franzius-Instituts für Wasserbau und Küsteningenieurwesen. Beiträge zum Internationalen Workshop "Risikomanagement im Küstenraum"*, Franzius-Institut, Universität Hannover, Hannover, Nr. 85, S. 27-38.
- Mai, S.; Zimmermann, C. (1999): Safety of coastal defense systems – an assessment of the reliability of coastal systems in the event of rising water levels due to climate change. *Mitteilungen des Franzius-Instituts für Wasserbau und Küsteningenieurwesen. Universität Hannover*, Hannover, Bd. 83, S. 321-328.
- Meadowcroft, I.C.; Reeve, D.E.; Allsop, N.W.H.; Diment, R.P.; Cross, J. (1995): Development of new risk assessment procedures for coastal structures. *Proceedings of the International Conference of the Institution of Civil Engineers – Advances in coastal structures and breakwaters*, Clifford, J.E., London, England, Thomas Telford Ltd., Paper 1, S. 6-25.
- Meadowcroft, I.C.; Van Lany, P.; Allsop, N.W.H.; Reeve, D.E. (1994): Risk assessment for coastal and tidal defence schemes. *Proceedings International Conference Coastal Engineering (ICCE)*, ASCE, Kobe, Japan, Nr. 24, Volume 3, S. 3154-3166.
- MELF (1986): Generalplan Deichverstärkung, Deichverkürzung und Küstenschutz in Schleswig-Holstein. Kiel.
- Memos, C.D.; Tzanis, K. (2000): Joint distribution of wave heights and wave periods in waters of any depth. *Journal of Waterway, Port, Coastal and Ocean Engineering*, ASCE, Bd. 126, Nr. 3, Paper 17811, S. 162-172.
- Modarres, M. (1993): What every engineer should know about reliability and risk analysis. New York, USA: Marcel Dekker, 350 S.
- Morgan, R.P.C. (1980): Soil erosion. Chichester, USA u.a.: Wiley, 312 S.
- Münchener Rückversicherungs-Gesellschaft (1999): Naturkatastrophen in Deutschland – Schadenerfahrungen und Schadenpotentiale. *Expos, der Münchner Rückversicherung*, München, 99 S.
- Niemeijer, J.; Volker, W.F. (1993): Probability of overflow and overtopping for dike-rings. *Ministry of Transport, Public Works and Water Management, Road and Hydraulic Engineering Division*, Rijkswaterstaat, Publication no.: W-DWW-93-253, 13 S.

- Niemeyer, H.D. (1999): Forschungsvorhaben Bemessung auf Seegang – Gesamtschau der Ergebnisse, Anwendungsempfehlungen und Ausblick. *Schlußbericht zum KFKI-Forschungsvorhaben "Bemessung auf Seegang" (MTK 0561) – Teil I*, Norderney, 23 S.
- Okumura, N.; Narita, K.; Ohne, Y. (1998): Failures of earth dam due to flooding. *Centrifuge '98: Proceedings of the International Conference*, Kimura, T. (ed.), Rotterdam, Holland, Balkema, Volume 1, S. 633-636.
- Oumeraci, H. (1999): Berechnungsansätze für Wellenauflauf und Wellenüberlauf an Seedeichen – Empfehlungen A2. *Fachausschuss für Küstenschutzwerke Neue Entwicklungen in Forschung und Praxis des Küstenschutzes*, Hannover, 21 S.
- Oumeraci, H. (1998): Sturmfluten und Bemessungswasserstände. *Vorlesungsumdruck für das Vertiefungsfach "Hydromechanik und Küsteningenieurwesen"*, Leichtweiß-Institut, Technische Universität Braunschweig, Braunschweig, Juli 1998, 36 S.; 1 Anlage.
- Oumeraci, H.; Kortenhaus, A.; Allsop, N.W.H.; De Groot, M.B.; Crouch, R.S.; Vrijling, J.K.; Voortman, H.G. (2001): Probabilistic design tools for vertical breakwaters. Rotterdam, Holland: Balkema, 392 S.
- Oumeraci, H.; Muttray, M. (2001): Bemessungswellenparameter vor Strukturen mit verschiedenen Reflexionseigenschaften. *Abschlussbericht DFG-Projekt, OU 1/3-3*, Braunschweig, 93 S.
- Oumeraci, H.; Richwien, W.; Weissmann, R.; Möller, J.; Schüttrumpf, H. (2001): Belastung der Binnenböschung von Seedeichen durch Wellenüberlauf – Abschlussbericht. *Berichte Leichtweiß-Institut für Wasserbau, Technische Universität Braunschweig, LWI, Nr. 872*, Braunschweig, 76 S.
- Oumeraci, H.; Schüttrumpf, H. (1997): Hydrodynamische Belastung der Binnenböschung von Seedeichen durch Wellenüberlauf. *Zwischenbericht DFG-Projekt (DFG OU 1/2-1)*, Nr. 3: Deichschäden an der Binnenböschung von Seedeichen, Braunschweig, 40 S., 4 Anlagen.
- Oumeraci, H.; Schüttrumpf, H. (1999): Belastung der Binnenböschung von Seedeichen durch Wellenüberlauf. *KfKi-Projektskizze*, Braunschweig, Deichschäden an See- und Stromdeichen, 26 S., 4 Anlagen.
- Oumeraci, H.; Schüttrumpf, H.; Bleck, M. (1999): Untersuchungen zur Ermittlung der mittleren Wellenüberlaufhöhe ohne Freibord bei Stromdeichen. *Berichte Leichtweiß-Institut für Wasserbau, Technische Universität Braunschweig, LWI, Nr. 842*, Braunschweig, 43 S.
- Owen, M.W.; Hawkes, P.; Tawn, J.; Bortot, P. (1997): The joint probability of waves and water levels: a rigorous but practical new approach. *Proceedings of the MAFF Conference of River and Coastal Engineers*, Keele University, England, Bd. 32, S. B.4.1-B.4.10.
- Petersen, M.; Rohde, H. (1991): Sturmflut – Die großen Fluten an den Küsten Schleswig-Holsteins und in der Elbe. Neumünster: Karl Wachholtz Verlag, 3., verb. Auflage, 148 S.
- Phoon, K.; Kulhawy, F.H. (1999a): Characterization of geotechnical variability. *Canadian Geotechnical Journal*, Toronto, Kanada, Bd. 36, S. 612-624.
- Phoon, K.; Kulhawy, F.H. (1999b): Evaluation of geotechnical property variability. *Canadian Geotechnical Journal*, Toronto, Kanada, Bd. 36, S. 625-639.
- Pilarczyk, K.W. (1999): Coastal engineering design codes and technology transfer in the Netherlands. *Proceedings Coastal Structures'99*, Santander, Spanien, Balkema Publishers, Volume 2, S. 1077-1090.
- Pilarczyk, K.W. (ed.) (1998): Dikes and revetments. Rotterdam/Brookfield: A.A. Balkema, 522 S.; 2 Appendices.
- Plate, E.J. (1993): Statistik und angewandte Wahrscheinlichkeitslehre für Bauingenieure. Berlin: Verlag für Architektur und techn. Wissenschaften, 685 S.

- Plate, E.J. (1998): Stochastic hydraulic modelling – a way to cope with uncertainty. *Advances in Hydro-Science and -Engineering Proceedings of the International Conference on Hydro-Science and -Engineering*, Holz, K.-P. et al. (eds.), Cottbus, Bd. 3, 11 S.
- Plate, E.J.; Ihringer, J. (1991): Reliability of dikes subjected to storm surges. *UNESCO International Hydrological Programme, Storm Surges, River Flow, and Combined Effects, International Workshop "Storm 91"*, Hamburg, S. 269-281.
- Pohl, R. (1998): Probabilistische Überlegungen bei der Durchströmung von Deichen. *Dresdner Wasserbauliche Mitteilungen*, Dresden, Heft 13, Vorträge zum Wasserbaukolloquium vom 7.10. bis 9.10.1998, S. 401-409.
- Powledge, G.R.; Ralston, D.C.; Miller, P.; Chen, Y.H.; Clopper, P.E.; Temple, D.M. (1989a): Mechanics of overflow erosion on embankments – I. research activities. *Journal of Hydraulic Engineering*, ASCE, Bd. 115, Nr. 8, S. 1040-1055.
- Powledge, G.R.; Ralston, D.C.; Miller, P.; Chen, Y.H.; Clopper, P.E.; Temple, D.M. (1989b): Mechanics of overflow erosion on embankments – II. hydraulics and design consideration. *Journal of Hydraulic Engineering*, ASCE, Bd. 115, Nr. 8, S. 1056-1075.
- Ragutzki, G. (1969): Beurteilung von Kleiabdeckungen ostfriesischer Seedeiche auf der Grundlage bodenphysikalischer Kennwerte. *Forschungsstelle Norderney der Niedersächsischen Wasserverschaffungsverwaltung Jahresbericht 1967*, Band XIX, Norderney, S. 121-146.
- RCP Consult (1999): STRUREL – a structural reliability analysis program system. München, 259 S.
- Reeve, D.E. (1998): Coastal flood risk assessment. *Journal of Waterway, Port, Coastal and Ocean Engineering*, Bd. 124, Nr. 5, Paper 16092, S. 219-228.
- Richwien, W. (1996): Kritische Beanspruchungen von Deichböden – Versagensformen und Nachweiskonzepte. *HANSA, Zentralorgan für Schifffahrt, Schiffbau, Hafen*, Jg. 133, Nr. 5, S. 56-58.
- Richwien, W.; Weissmann, R. (1995): Zur Standsicherheit von Binnenböschungen bei Wellenüberlauf. *Bericht. Institut für Grundbau und Bodenmechanik, Universität und Gesamthochschule Essen*, Essen.
- Richwien, W.; Weißmann, R. (1999): Quantifizierung der Sicherheitsreserven von Seedeichen bei Wellenüberlauf. *Abschlußbericht. Institut für Grundbau und Bodenmechanik, Universität und Gesamthochschule Essen*, Teil IV, Essen, 55 S.
- Rijkswaterstaat (1994): Design plan Oosterschelde storm-surge barrier – overall design and design philosophy. *Ministry of Transport, Public Works and Water Management*, Rotterdam/Brookfield, 207 S.
- Ronold, K.O. (1990): Reliability analysis of a coastal dike. *Coastal Engineering*, Amsterdam, Holland: Elsevier Science Publishers B.V., Bd. 14, S. 43-56.
- Rose, C.W.; Williams, J.R.; Barry, D.A. (1983): A mathematical model of soil erosion and deposition processes: I. Theory for a plane land element. *Journal Soil Science Society of America*, Bd. 47, S. 991-995.
- Sayers, P.; Meadowcroft, I; Moody, A. (2001): Integrating reliable flood modelling with probabilistic analysis in practice. *Proceedings of the DEFRA Conference of River and Coastal Engineers*, DEFRA, Keele Conference Park, England, Paper 7.4, S. 07.4.1-07.4.12.
- Scheuermann, A.; Brauns, J. (2001): Die Durchströmung von Flussdeichen in Abhängigkeit von Vorbedingungen. *Zweites Forum Katatrophenvorsorge "Extreme Naturereignisse – Folgen, Vorsorge, Werkzeuge"*, DKKV, Leipzig, 8 S.
- Schneider, J. (1994): Sicherheit und Zuverlässigkeit im Bauwesen. Grundwissen für Ingenieure. Zürich, Schweiz: Verlag der Fachvereine, 182 S.
- Schuppener, B. (1993): Standsicherheit bei durchwurzelter Uferböschungen. *Binnenschifffahrt*, Nr. 9, S. 18-23.

- Schuppener, B. (2000): Lebend bewehrte Erde – Böschungssicherungen mit Pflanzen. *BAW-Kolloquium "Geotechnische Forschung für den Verkehrswasserbau"*, BAW, Hannover, 16 S.
- Schüttertrumpf, H. (2001): Wellenüberlaufströmung bei Seedeichen – experimentelle und theoretische Untersuchungen. Fachbereich Bauingenieurwesen, Technische Universität Braunschweig. *Mitteilungen Leichtweiß-Institut für Wasserbau der Technischen Universität, LWI, Braunschweig*, Heft 149, S. 1-124.
- Schüttertrumpf, H.; Oumeraci, H. (2001): Wellenauflauf und Wellenüberlauf. In: *Ausschuss für Küstenschutzwerke der DGGT und HTG, Arbeitsgruppe Wellenauflauf und Wellenüberlauf*, Braunschweig, 21 S.
- Sexsmith, R.G. (1999): Book review: introduction to safety and reliability of structures by Jörg Schneider. *Structural Safety*, Amsterdam, Holland: Elsevier Science Publishers, Bd. 20, Nr. 4, S. 401-402.
- Shuto, N. (1974): Nonlinear long waves in a channel of variable section. *Coastal Engineering in Japan*, JSCE, Tokio, Japan, Bd. 17, S. 1-12.
- Singh, V.P. (1996): Dam breach modeling technology. Louisiana, USA: Kluwer Academic Publishers, 242 S.
- Slijkhuis, K.A.H.; Frijters, M.P.C.; Cooke, R.M.; Vrouwenvelder, A.C.W.M. (1998): Probability of flooding: an uncertainty analysis. *Safety and Reliability, Proceedings of the ESREL'98 Conference*, Lydersen, S.; Hansen, G.K.; Sandtorv, H. (eds.), Trondheim, Norwegen, A.A.Balkema, Rotterdam, Volume 2, S. 1419-1425.
- Slijkhuis, K.A.H.; Van Gelder, P.H.A.J.M.; Vrijling, J.K.; Vrouwenvelder, A.C.W.M. (1999): On the lack of information in hydraulic engineering models. *Safety and Reliability, Proceedings of the ESREL'99 Conference*, Schueller, G.I.; Kafka, P. (eds.), München, A.A.Balkema, Rotterdam, Volume 1, S. 713-718.
- Smith, G.M.; Seijffert, J.W.W.; Van der Meer, J.W. (1994): Erosion and overtopping of a grass dike. Large scale model tests. *Proceedings International Conference Coastal Engineering (ICCE)*, ASCE, Kobe, Japan, Nr. 24, Volume 3, S. 2639-2652.
- Sørensen, J.D. (1995): Reliability estimation by FORM/SORM techniques. *Ph.D. Course, Institute of Building Technology and Structural Engineering, University of Aalborg*, Aalborg, Dänemark, 44 S.
- SPM (1984): Shore protection manual. Chapters 6 through 8; appendices A through D, Vicksburg, Mississippi, USA, 4th edition, 800 S.
- Stewart, M.G.; Melchers, R.E. (1997): Probabilistic risk assessment of engineering systems. London, England: Chapman & Hall, 1st edition, 274 S.
- Sutherland, J.; Wolf, J. (2001): Coastal defence vulnerability 2075. *Proceedings of the DEFRA Conference of River and Coastal Engineers*, DEFRA, Keele Conference Park, England, Paper 3.6, S. 03.6.1-03.6.12.
- TAW (1995): Under pressure. *Technical Advisory Committee on Water Retaining Structures*, Delft, Holland, 60 S., 5 Appendices.
- TAW (2000): Van overschijdingskans naar overstromingskans. *Adviesrapport met Achtergrondrapport, Technische Adviescommissie voor de Waterkeringen*, TAW, Den Haag, Holland, 25 S. In Holländisch.
- TAW (1999): Leidraad Zee-en Meerdijken basisrapport. *Technische Adviescommissie voor de Waterkeringen (TAW)*, Delft, Holland, 137 S. ; 2 Appendices. In Holländisch.
- Tawn, J.A. (1988): Bivariate extreme value theory: models and estimation. *Biometrika*, Bd. 75, Nr. 3, S. 397-415.

- Tawn, J.A.; Vassie, J.M. (1989): Extreme sea levels: the joint probabilistic method revisited and revised. *Proceedings of the Institution of Civil Engineers (ICE), Water Engineering Group*, ICE, Bd. 87, Part 2, Paper 9476, S. 429-442.
- Temmler, H.; Filipinski, M. (1997): Zur Stabilität von Landesschutzdeichen bei Wellenüberlauf an der Westküste und Elbe in Schleswig-Holstein. *Gutachten des Landesamtes für Natur und Umwelt Schleswig-Holstein, Abteilung Geologie/Boden*, Teilbericht I: Untersuchung an vorhandenen Deichen.
- Touahri, B.; Khalifa, A.O.A. (2000): Erosion mechanisms and detection within earth structures. *Proceedings International Conference on Hydrodynamics (ICHD 2000)*, Yokohama, Japan, Nr. 4, Volume II, S. 881-886.
- Tung, Y.-K. (1994): Probabilistic hydraulic design: a next step to experimental hydraulics. *Journal of Hydraulic Research*, IAHR, Bd. 32, Nr. 3, S. 323-336.
- Umkehrer, E.; Schill, K. (1998): General perspective on the formalization of uncertain knowledge. In: Ayyub, B.M.; Gupta, M.M. (eds.): *Uncertainty analysis in engineering and sciences: fuzzy logic, statistics, and neural network approach.*, Boston, USA: Kluwer Academic Publishers, S. 21-35.
- Van Aalst, W. (1983): Golfhoogte-waterstandsrelaties t.o.v. de NAP-20m lijn langs de Nederlandse kust. Rijkswaterstaat, Note WWKZ-83G.218, The Hague, Holland. In Holländisch.
- Van Agthoven, A.M.; Den Heijer, F.; Kraak, A.W. (1997): The way to a flood risk based safety concept – four case studies. *Proceedings of the 1st RIBAMOD workshop: River Basin Modelling, Management and Flood Mitigation, Concerted Action*, Delft, Holland, S. 267-277.
- Van de Graaff, J.W. (1986): Probabilistic design of dunes; an example from the Netherlands. *Coastal Engineering*, Amsterdam, Holland: Elsevier Science Publishers B.V., Bd. 9, S. 479-500.
- Van der Meer, J.W. (1998): Application and stability criteria for rock and artificial units. In: Pilarczyk, K.W. (ed.): *Dikes and revetments*, Rotterdam/Brookfield: A.A. Balkema, Chapter 11, S. 191-215.
- Van der Meer, J.W.; Janssen, J.P.F.M. (1995): Wave run-up and wave overtopping at dikes and revetments. In: ASCE Book: Demirbilek, Z.; Kobayashi, N.: *Wave forces on inclined and vertical wall structures*, New York, USA, Chapter 1, S. 1-27.
- Van Gelder, P.H.A.J.M. (1997): Note on reliability methods. *Proceedings 2nd Task 4 Workshop, MAST III, PROVERBS-Project: Probabilistic Design Tools for Vertical Breakwaters*, Delft, Holland, Annex 9, 6 S.
- Van Gelder, P.H.A.J.M. (1999): Statistical methods for the risk-based design of civil structures. *Ph.D. Thesis, Delft University of Technology*, Delft, Holland, 260 S.
- Van Gelder, P.H.A.J.M.; Vrijling, J.K. (1998): Homogeneity aspects in statistical analysis of coastal engineering data. *Proceedings International Conference Coastal Engineering (ICCE)*, ASCE, Copenhagen, Dänemark, Nr. 26, Volume 3, S. 3215-3223.
- Van Gent, M.R.A. (2001): Low-exceedance wave overtopping events. *Delft Hydraulics Laboratory. H. Delft Cluster Report*, Delft Hydraulics, H 3803, DC030202, Delft, Holland, 26 S.
- Van Loon, L. (2001): Proven strength for piping. *Proceedings International Conference on Soil Mechanics and Geotechnical Engineering*, Istanbul, Türkei, Nr. 15, S. 2283-2284.
- Verhagen, H.J. (1998): Hydraulic boundary conditions. In: Pilarczyk, K.W. (ed.): *Dikes and revetments*, Rotterdam/Brookfield: A.A. Balkema, Chapter 3, S. 41-74.
- Verheij, H.J.; Kruse, G.A.M.; Niemeijer, J.H.; Sprangers, J.T.C.M.; De Smidt, J.T.; Wondergem, P.J.M. (1998): Erosiebestendigheid van grasland als dijkbekleding. *TAW – Technisch Rapport*, Delft, Holland, 19 S. In Holländisch.

- Visser, P.J. (1995): A model for breach growth in sand-dikes. *Proceedings International Conference Coastal Engineering (ICCE)*, ASCE, Kobe, Japan, Nr. 24, Volume 3, Chapter 199, S. 2755-2769.
- Visser, P.J. (1998): Breach growth in sand-dikes. *Communications on Hydraulic and Geotechnical Engineering*, TU Delft, Bd. 98, Nr. 1, Delft, Holland, 172 S.
- Von Lieberman, N.; Zimmermann, C. (2001): Folgen von klimabedingten Wasserstands- und Windänderungen für den Küstenschutz an der Unterweser. *Mitteilungen des Franzius-Instituts für Wasserbau und Küsteningenieurwesen Universität Hannover*, Hannover, Heft 86, S. 57-100.
- Voortman, H.G. (2002): Risk-based design of large-scaled flood defence systems. *Ph.D. thesis, Delft University of Technology*, Delft, Holland, 227 S.
- Vrijling, J.K. (1993): Development in probabilistic design of flood defenses in the Netherlands. In: Yen, B.C.; Tung, Y.-K. (eds.): *Reliability and uncertainty analysis in hydraulic design*, ASCE, New York, S. 133-178.
- Vrijling, J.K. (1987): Probabilistic design of water retaining structures. Dordrecht/Boston/Lancaster: Martinus Nijhoff Publisher, S. 115-133.
- Vrijling, J.K. (1996): Probabilistisch ontwerpen in de Waterbouwkunde. *Technische Universiteit Delft, lecture notes*. In Holländisch.
- Vrijling, J.K.; Bruinsma, J. (1980): Hydraulic boundary conditions. In: *Hydraulic aspects of coastal structures: Developments in hydraulic engineering related to the design of the Oosterschelde storm surge barrier in the Netherlands*, Delft, Holland, S. 109-133.
- Vrijling, J.K.; Bruinsma, J. (1990): Hydraulic boundary conditions related to the design of the Oosterschelde Storm Surge Barrier in the Netherlands – an example of a joint distribution of waves and surges. In: Pilarczyk, K.W. (ed.): *Coastal Protection – Proceedings of the Short Course*, Rotterdam, Holland: Balkema, Appendix, S. 423-446.
- Vrijling, J.K.; Van Gelder, P.H.A.J.M. (1999): Uncertainty analysis of water level on Lake IJssel in the Netherlands: a decision making analysis. *Proceedings. Annual Conference Risk Analysis: Facing the new Millennium*, Rotterdam, Holland, Nr. 9, 4 S.
- Vrouwenvelder, A.W.C.M.; Steenbergen, H.M.G.M.; Slijkhuis, K.A.H. (1999): Theoriehandleiding PC-Ring. Deel A: Mechanismebescrijvingen. TNO 98-CON-R1430, Delft, Holland, 49 S. In Holländisch.
- Waarts, P.H. (2000): Structural reliability using finite element analysis. Ph.D. thesis, Delft University of Technology, Delft, The Netherlands, 189 pp.
- Wang, S.; Le Mahout, B. (1983): Duration of measurements and long-term wave statistics. *Journal of Waterway, Port, Coastal and Ocean Engineering*, ASCE, Bd. 109, Nr. 2, S. 236-249.
- Warncke, W. (1979): Bibliographie über Sturmfluten an den Nord- und Ostsee-Küsten. *Die Küste. Archiv für Forschung und Technik an der Nord- und Ostsee.*, KFKI, Heide i. Holst.: Boyens & Co., Heft 33, S. 121-201.
- Weijers, J.B.A.; Sellmeijer, J.B. (1993): A new model to deal with the piping mechanism. *Filters in Geotechnical and Hydraulic Engineering, Proceedings of the First International Conference (Geo-Filters)*, Brauns, Heibaum & Schuler (eds.), Rotterdam, Holland, Balkema, Karlsruhe 1992, S. 349-355.
- Weißmann, R. (1999): Infiltration von Wellenüberlauf in Deichbinnenböschungen. *Workshop "Strömungen in Böden"*, Universität Essen 14.10.1999, Essen.
- Witte, H.-H. (1988): Druckschlagbelastung durch Wellen in deterministischer und stochastischer Betrachtung. *Mitteilungen Leichtweiß-Institut für Wasserbau der Technischen Universität Braunschweig*, Heft 102, S. 1-227.

- Witte, H.-H. (1989): Stochastische und deterministische Vorgänge bei der Druckschlagbelastung senkrechter Wände. *HANSA, Zentralorgan für Schifffahrt, Schiffbau, Hafen*, Jg. 126, Nr. 19/20, S. 1378-1384.
- Yen, B.C.; Tung, Y.-K. (eds.) (1993): Reliability and uncertainty analysis in hydraulic design. New York, 287 S.
- Zeidler, R.B. (1994): Example of reliability assessment for real case revetment. In: *MAST Advanced Study Course "Probabilistic Approach to the Design of Reliable Coastal Structures"*, Bologna, Italien, Lecture R08, 46 S.
- Zhong, H. (1985): Theoretische und experimentelle Untersuchungen über den Druckschlag bei Wellenangriff auf einen 1 zu 4 geneigten Seedeich. Braunschweig: Selbstverlag, S.401-453.
- Zimmermann, H.-J. (1998): A fresh perspective on uncertainty modeling: uncertainty vs. uncertainty modeling. In: Ayyub, B.M.; Gupta, M.M. (eds.): *Uncertainty analysis in engineering and sciences: fuzzy logic, statistics, and neural network approach.*, Boston, USA: Kluwer Academic Publishers, S. 353-364.
- Zitscher, F.-F.; Scherenberg, R.; Carow, U. (1979): Die Sturmflut vom 3. und 21.1.1976 an den Küsten Schleswig-Holsteins. *Die Küste. Archiv für Forschung und Technik an der Nord- und Ostsee.*, KFKI, Heide i. Holst.: Boyens & Co., Heft 33, S. 71-100.

Anlage A

Beispieldeiche

Probabilistische Methoden für Nordseedeiche

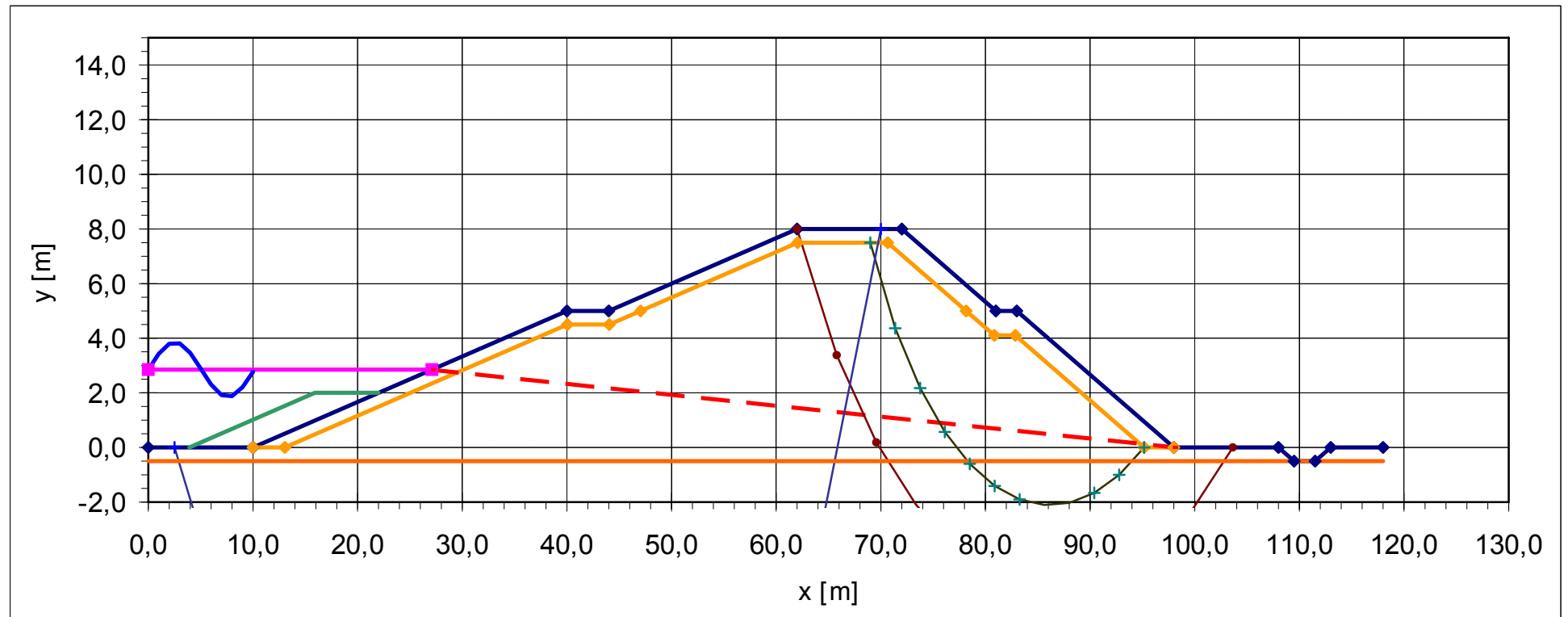
Eingangsparameter für fiktiven Beispieldeich

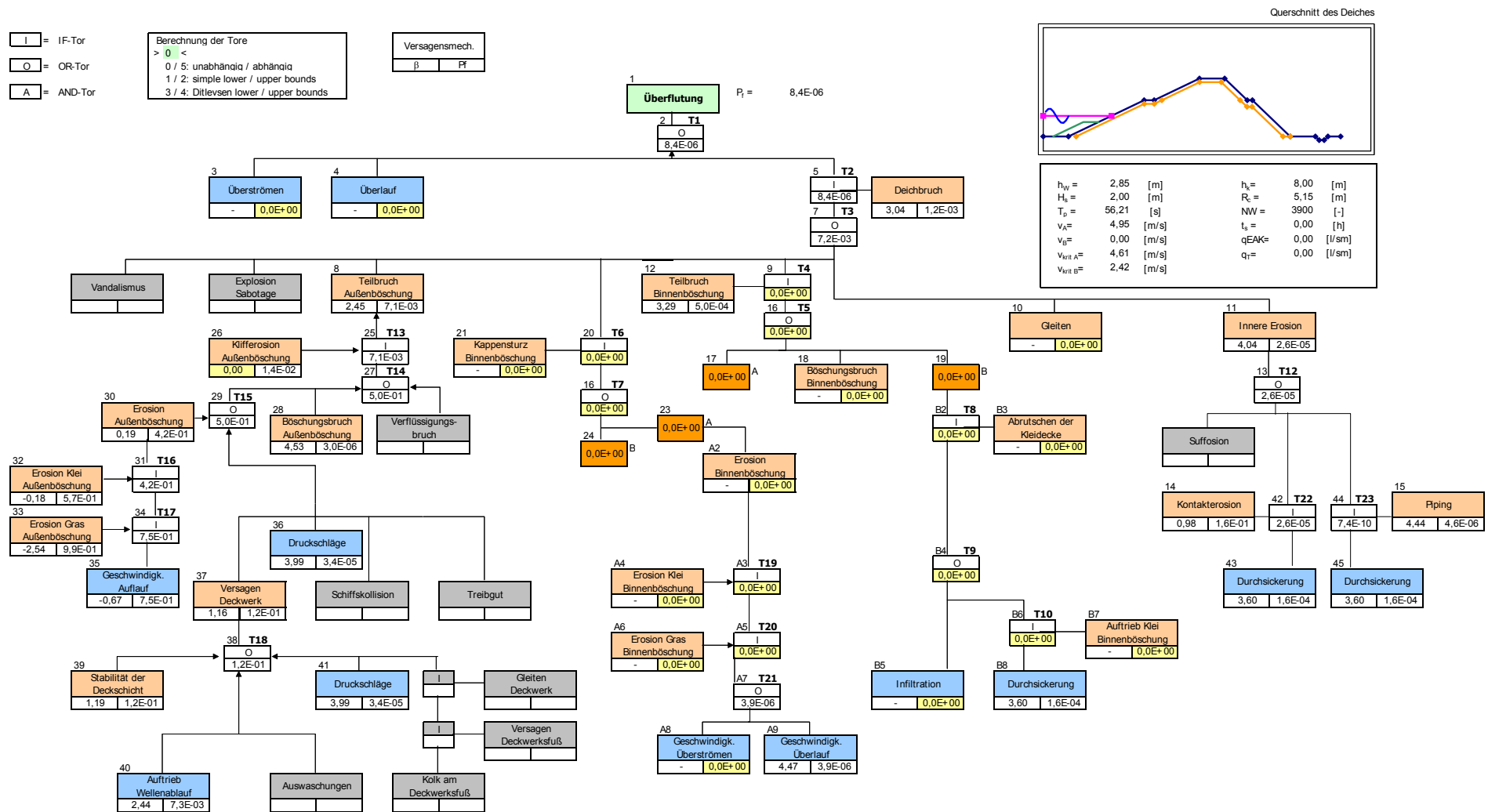
Anlage A

Geometrische Parameter			Typ	SA	VK	
hw =	2,85	[m]	LN	0,43	0,15	Höhe des Wasserstandes vor dem Deich
ht =	0,00	[m]	N	0,10	-	Höhe der Fußvorlage des Deiches
mo =	6,00	[-]	N	0,30	0,05	Steigung unterhalb der Berme
hbfr =	5,00	[m]	N	0,20	0,04	Höhe der Berme
dh =	-2,15	[m]	-	-	-	Differenz Höhe des Wasserstandes und Höhe der Berme
Bbfr =	4,00	[m]	N	0,15	0,04	Breite der Berme
mb =	6,00	[-]	N	0,30	0,05	Steigung oberhalb der Berme
rrfr =	1,00	[-]	N	0,10	0,10	Reduktionsfaktor Rauigkeit Außenböschung
mmBfr =	6,00	[-]	-	-	-	mittlere Steigung des Deiches mit Berme
rB =	0,93	[-]	-	-	-	Reduktionsfaktor Berme Außenböschung
hr =	2,00	[m]	N	0,10	0,05	Höhe des Deckwerks
rt =	0,00	[-]	D	-	-	Deckwerkstyp
hk =	8,00	[m]	N	0,10	0,0125	Höhe der Krone
Rc =	5,15	[m]	-	-	-	Freibord
Bk =	10,00	[m]	N	0,15	0,02	Breite der Krone
R =	0,10	[m]	D	-	-	Ausrundung der Krone
mbb =	3,00	[-]	N	0,15	0,05	Steigung oberhalb der hinteren Berme
Bbb =	2,00	[m]	N	0,15	0,08	Breite der hinteren Berme
hbb =	5,00	[m]	N	0,20	0,04	Höhe der hinteren Berme
mbo =	3,00	[-]	N	0,15	0,05	Steigung unterhalb der hinteren Berme
Bheel =	10,00	[m]	N	0,10	0,01	Breite des hinteren Deichfußes
hheel =	0,00	[m]	N	0,10	-	Höhe des hinteren Deichfußes
hditch =	-0,50	[m]	N	0,10	-0,20	Höhe des Grabens
Bditch =	2,00	[m]	N	0,10	0,05	Breite des Grabens
mditch =	3,00	[-]	N	0,15	0,05	Steigung des Grabens
hmv =	0,00	[m]	N	0,10	-	Höhe des Hinterlandes
ID =	88,00	[m]	-	-	-	Länge des Deiches auf dem Untergrund
Area =	398,00	[m²]	-	-	-	Fläche des gesamten Deiches
Dd =	0,50	[m]	LN	0,05	0,10	Dicke der Sandschicht unter dem Deich
Wellenparameter						
d =	2,85	[m]	-	-	-	Wasserstand vor dem Deich
Hs =	2,00	[m]	N	0,25	0,13	signifikante Wellenhöhe am Deichfuß
Tp =	6,00	[s]	N	1,20	0,20	Peak-Wellenperiode
Lpo =	56,21	[m]	-	-	-	Wellenlänge im Tiefwasser auf Grund von Tp
Lpd =	30,03	[m]	-	-	-	Wellenlänge in der Wassertiefe d auf Grund von Tp
s0 =	0,04	[-]	-	-	-	Wellenteilheit im Tiefwasser
θ =	0,00	[°]	N	15,00	-	Wellenangriffswinkel am Deichfuß (0° = senkrechter Wellenangriff)
rW =	1,00	[-]	-	-	-	Reduktionsfaktor schräger Wellenangriff
NW =	3900,00	[-]	-	-	-	Anzahl der Wellen
vo =	0,00	[m/s]	N	0,20	-	Anströmgeschwindigkeit
qzul =	30,00	[l/(sm)]	D	-	-	zulässige Überlaufrate
ts =	6,50	[h]	LN	1,63	0,25	Sturmdauer
Bodenparameter						
dfr =	0,50	[m]	N	0,10	0,20	Schichtdicke Außenböschung
db =	0,90	[m]	N	0,10	0,11	Schichtdicke hinten
dcr =	0,50	[m]	N	0,10	0,20	Schichtdicke Krone
gK =	19,00	[kN/m³]	N	0,95	0,05	Wichte des Kleis an der Krone
gKr =	21,00	[kN/m³]	N	1,05	0,05	wassergesättigte Wichte des Kleis an der Krone
rrb =	0,02	[-]	N	2,0E-03	0,10	Rauhigkeit Binnenböschung
kst =	40,00	[(m ⁴ 1/3)/s]	N	4,00	0,10	Stricklerbeiwert für Binnenböschung
c_s =	42,50	[kN/m²]	N	32,43	0,76	Kohäsion
c_ss =	10,00	[kN/m²]	N	7,50	0,75	scheinbare Kohäsion im Sand
c_u =	37,00	[kN/m²]	LN	8,14	0,22	undrainierte Scherfestigkeit
pK =	10,00	[%]	N	5,00	0,50	Kleianteil im Sand (bedingt nur Kohäsion im Sand)
qM =	2,00	[-]	N	0,40	0,20	Materialkonstante für Oberfläche Außenböschung
qMB =	1,00	[-]	N	0,20	0,20	Materialkonstante für Oberfläche Binnenböschung
qc =	0,60	[-]	N	0,12	0,20	Kleiqualität (0 = schlechter Klei; 1 = guter Klei)
kK =	2,0E-06	[m/s]	N	4,0E-07	0,20	hydraulische Permeabilität des Kleis
dG =	0,05	[m]	N	0,01	0,20	Dicke der Grasschicht
qG =	0,50	[-]	N	0,10	0,20	Grasqualität (0 = schlechter Klei; 1 = guter Klei)
gfr =	2,50	[-]	N	0,25	0,10	Durchwurzelungsfaktor
gS =	18,00	[kN/m³]	N	1,01	0,06	Wichte Sand
gSr =	20,00	[kN/m³]	N	1,20	0,06	wassergesättigte Wichte Sand
phi_s =	32,50	[°]	LN	4,23	0,13	innerer Reibungswinkel Sand
d70 =	0,250	[mm]	N	0,04	0,15	Sandkorndurchmesser, der von 70 % der Partikel unterschritten wird
phib =	38,00	[°]	LN	1,90	0,05	Bettungswinkel
eta =	0,25	[-]	D	-	-	Schleppkoeffizient
k =	1,0E-04	[m/s]	N	3,0E-05	0,30	hydraulische Permeabilität des Sandes (überschlägig nach Schneider Bautabellen)

Eingangsparameter für fiktiven Beispieldeich

eSand =	0,40	[-]	N	0,06	0,15	Porosität des Sandes im Deichkern
fSatt =	2,00	[-]	N	1,00	0,50	Einfluss der Vorfeuchte auf Durchströmung des Sandes
rho_s =	2,65	[t/m³]	N	0,13	0,05	Dichte der Bodenpartikel des Sandes
Dc15 =	0,20	[mm]	N	0,05	0,25	Korndurchmesser bei 15 % Siebdurchgang des gröberen Bodens (Sand)
Df85 =	0,10	[mm]	N	0,04	0,43	Korndurchmesser bei 85 % Siebdurchgang des feineren Bodens (Klei)
vzul =	4,61	[m/s]	-	-	-	zulässige Geschwindigkeit für Erosion der Grasnarbe (außen)
vzul_B =	2,42	[m/s]	-	-	-	zulässige Geschwindigkeit für Erosion der Grasnarbe (innen)
lk =	0,25	[m]	N	0,05	0,20	Rißlänge
kt =	0,80	[-]	N	0,40	0,50	Zeitfaktor bei Druckschlagbelastung
pimp =	2,20	[-]	LN	0,88	0,40	Faktor für Druckschlagbelastung auf der Außenböschung
bimp =	1,00	[-]	N	0,70	0,70	Faktor für die Breite des Bodenelements bei Druckschlagbelastung
pb =	0,20	[-]	N	0,10	0,50	Porosität des Sandbetts für Bruchberechnung nach Visser
e =	0,62	[-]	N	0,18	0,28	Porenzahl Klei
d35 =	0,04	[mm]	N	0,03	0,67	Korndurchmesser, der von 35 % der Partikel unterschritten wird
Deckwerk						
Dn50 =	1,00	[m]	N	0,05	0,05	nomineller Durchmesser der Deckwerkssteine
rhoS =	2,20	[t/m³]	N	0,44	0,20	Dichte der Deckwerkssteine
KD =	4,00	[-]	D	-	-	KD-Wert für Hudson-Formel
P =	0,10	[-]	D	-	-	Durchlässigkeitsbeiwert der Deckwerkssteine
Sd =	2,00	[-]	D	-	-	zulässige Schadensrate
Böschungsbruch innen						
xD =	-10,00	[m]	N	-2,00	0,20	Beginn des Gleitkreises im Bezug auf den Beginn der Binnenböschung
xB =	5,63	[m]	N	1,13	0,20	Ende des Gleitkreises im Bezug auf den Fußpunkt der Binnenböschung
r =	29,67	[m]	N	5,93	0,20	Radius des Gleitkreises
Böschungsbruch aussen						
xDfr =	8,00	[m]	N	1,60	0,20	Beginn des Gleitkreises im Bezug auf das Ende der Aussenböschung
xBfr =	-7,50	[m]	N	-1,50	0,20	Ende des Gleitkreises im Bezug auf den Fußpunkt der Aussenböschung
rfr =	37,16	[m]	N	7,43	0,20	Radius des Gleitkreises
Kappensturz						
xKD =	-1,66	[m]	N	-0,33	0,20	Beginn des Gleitkreises im Bezug auf den Beginn der Binnenböschung
xKB =	0,00	[m]	N	0,00	0,20	Ende des Gleitkreises im Bezug auf den Beginn der Binnenböschung
rK =	20,16	[m]	N	4,03	0,20	Radius des Gleitkreises
Durchsickerung des Deiches						
hu =	0,00	[m]	N	0,00	0,50	Höhe des Sickerlinienaustritts
xu =	98,00	[m]	-	-	-	zugehöriger x-Wert
mu =	24,88	[-]	-	-	-	Neigung der Sickerlinie

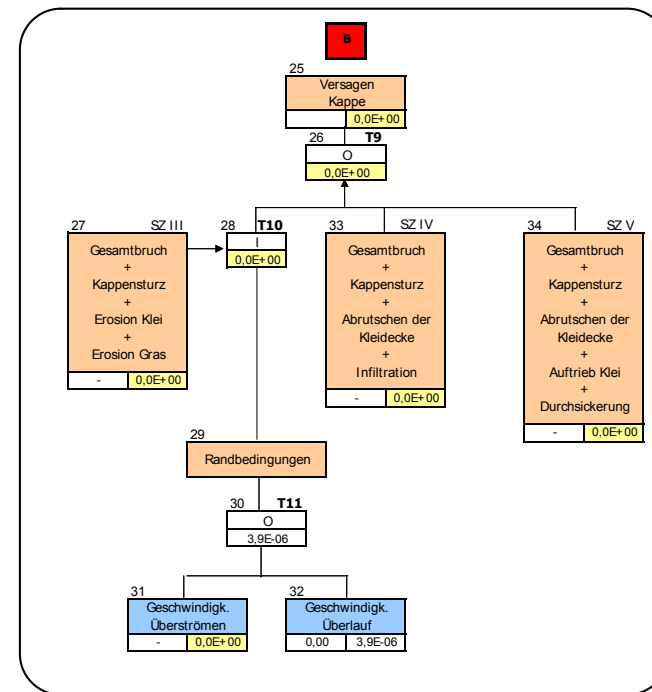
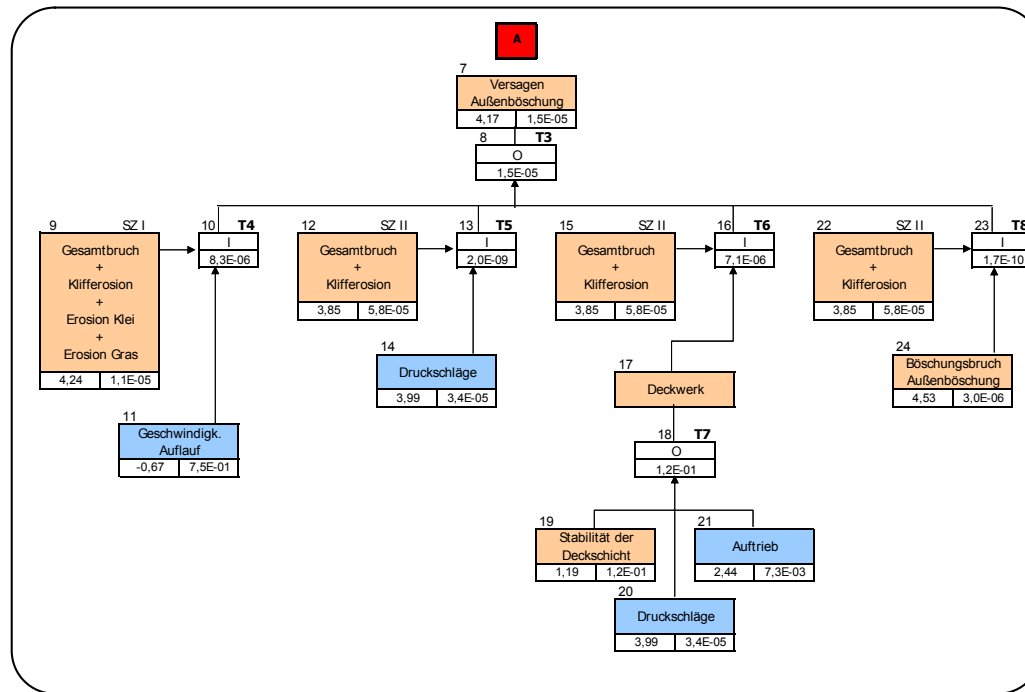
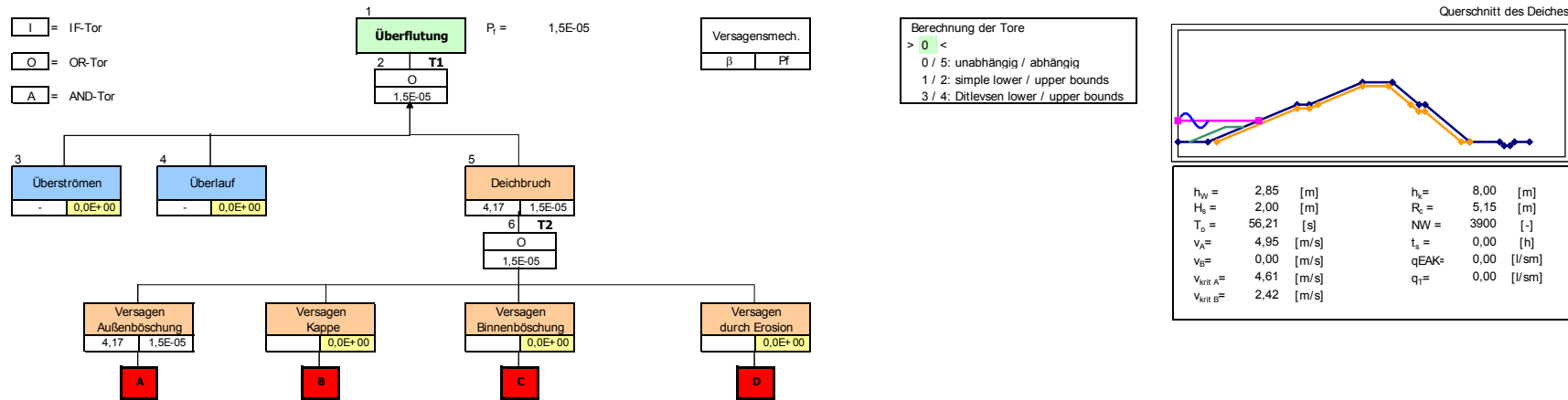


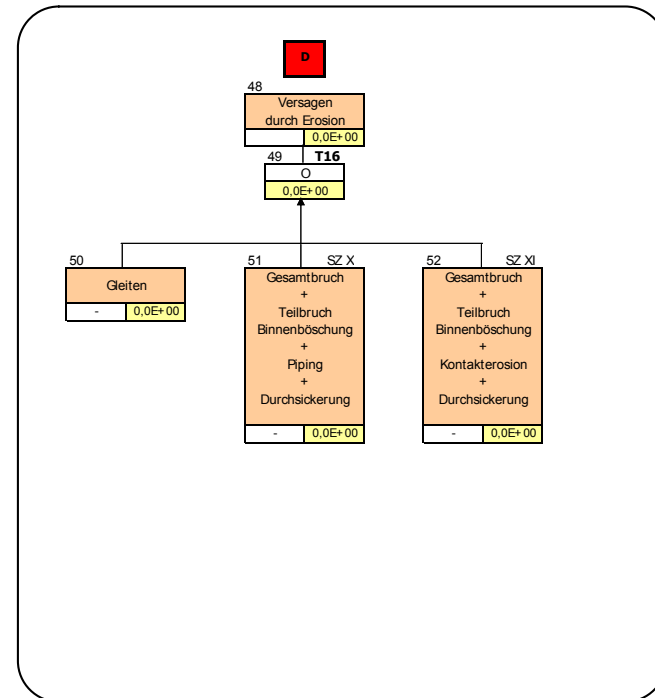
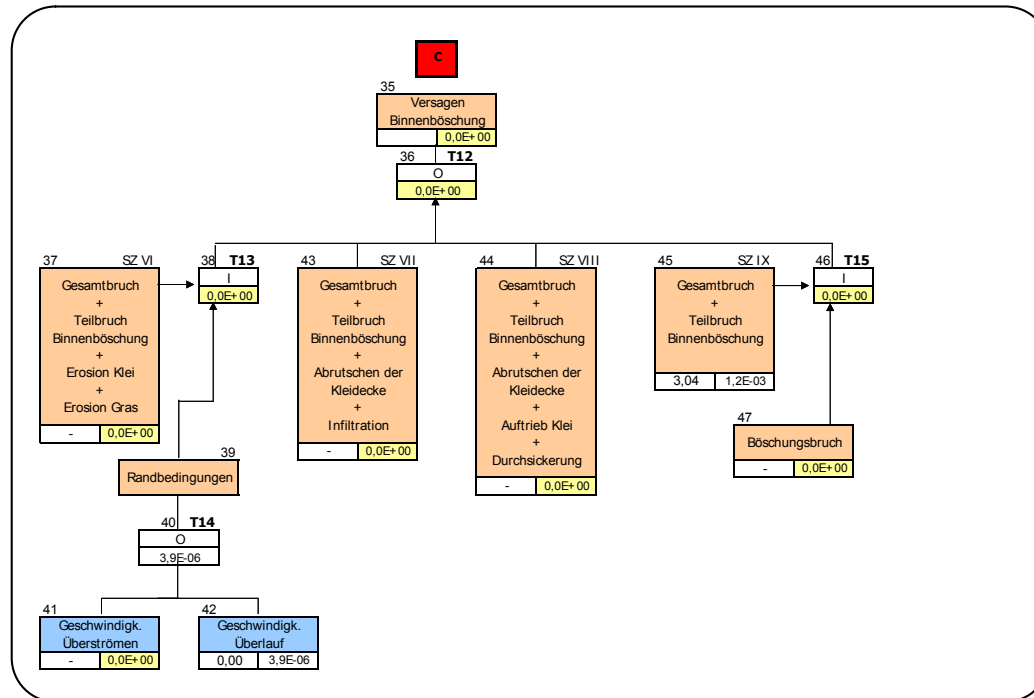


Probabilistische Methoden für Nordseedeiche

Anlage A

Szenarienbaum mit Ergebnissen für Versagensmechanismen - fiktiver Beispieldeich





Eingangsparameter für Nordsee-Deich

Geometrische Parameter

			Typ	SA	VK
hw =	3,02	[m]	LN	0,45	0,15
ht =	1,20	[m]	N	0,10	-
mo =	8,00	[-]	N	0,40	0,05
hbfr =	5,70	[m]	N	0,20	0,04
dh =	-2,68	[m]	-	-	-
Bbfr =	0,00	[m]	N	0,15	#DIV/0!
mb =	6,00	[-]	N	0,30	0,05
rfr =	0,90	[-]	N	0,10	0,11
mmBfr =	8,00	[-]	-	-	-
rB =	1,00	[-]	-	-	-
hr =	0,00	[m]	N	0,10	#DIV/0!
rt =	0,00	[-]	D	-	-
hk =	7,60	[m]	N	0,10	0,0132
Rc =	4,58	[m]	-	-	-
Bk =	2,50	[m]	N	0,15	0,06
R =	0,00	[m]	D	-	-
mbb =	3,00	[-]	N	0,15	0,05
Bbb =	7,00	[m]	N	0,15	0,02
hbb =	2,12	[m]	N	0,20	0,09
mbo =	3,00	[-]	N	0,15	0,05
Bheel =	0,00	[m]	N	0,10	#DIV/0!
hheel =	0,00	[m]	N	0,10	-
hditch =	-1,00	[m]	N	0,10	-0,10
Bditch =	0,83	[m]	N	0,10	0,12
mditch =	1,30	[-]	N	0,07	0,05
hmv =	1,14	[m]	N	0,10	-
ID =	79,71	[m]	-	-	-
Area =	234,87	[m ²]	-	-	-
DD =	3,00	[m]	LN	0,30	0,10

Höhe des Wasserstandes vor dem Deich
Höhe der Fußvorlage des Deiches
Steigung unterhalb der Berme
Höhe der Berme
Differenz Höhe des Wasserstandes und Höhe der Berme
Breite der Berme
Steigung oberhalb der Berme
Reduktionsfaktor Rauigkeit Außenböschung
mittlere Steigung des Deiches mit Berme
Reduktionsfaktor Berme Außenböschung
Höhe des Deckwerks
Deckwerkstyp
Höhe der Krone
Freibord
Breite der Krone
Ausrundung der Krone
Steigung oberhalb der hinteren Berme
Breite der hinteren Berme
Höhe der hinteren Berme
Steigung unterhalb der hinteren Berme
Breite des hinteren Deichfußes
Höhe des hinteren Deichfußes
Höhe des Grabens
Breite des Grabens
Steigung des Grabens
Höhe des Hinterlandes
Länge des Deiches auf dem Untergrund
Fläche des gesamten Deiches
Dicke der Sandschicht unter dem Deich

Wellenparameter

d =	1,82	[m]	-	-	-
Hs =	1,49	[m]	N	0,19	0,13
Hb =		[m]	N	0,61	0,13
Tp =	4,89	[s]	N	0,98	0,20
Lpo =	37,33	[m]	-	-	-
Lpd =	19,60	[m]	-	-	-
s0 =	0,04	[-]	-	-	-
θ =	0,04	[°]	N	15,00	-
rW =	1,00	[-]	-	-	-
NW =	4498,16	[-]	-	-	-
vo =	0,00	[m/s]	N	0,20	-
qzul =	30,00	[l/(sm)]	D	-	-
ts =	6,11	[h]	LN	1,53	0,25

Wasserstand vor dem Deich
signifikante Wellenhöhe am Deichfuß
Höhe der brechenden Wellen am Deichfuß
Peak-Wellenperiode
Wellenlänge im Tiefwasser auf Grund von Tp
Wellenlänge in der Wassertiefe d auf Grund von Tp
Wellensteilheit im Tiefwasser
Wellenangriffswinkel am Deichfuß (0° = senkrechter Wellenangriff)
Reduktionsfaktor schräger Wellenangriff
Anzahl der Wellen
Anströmgeschwindigkeit
zulässige Überlaufrate
Sturmdauer

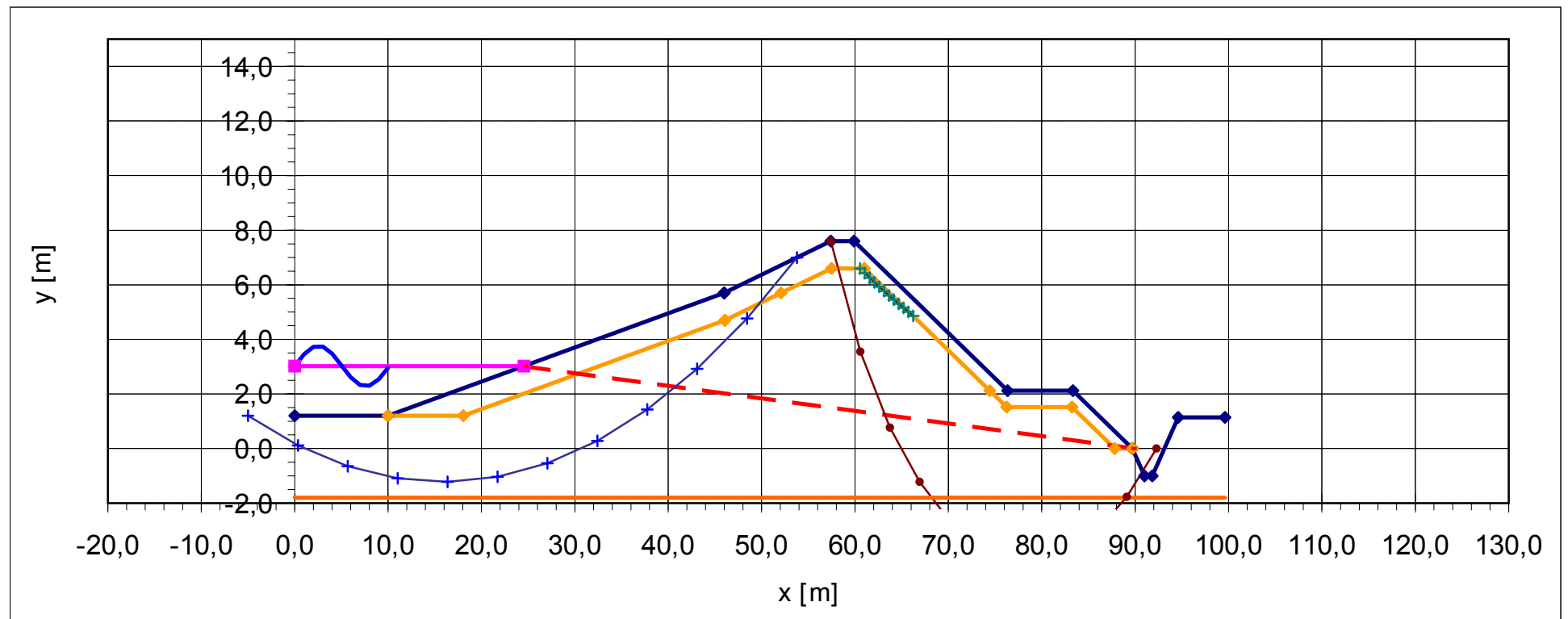
Bodenparameter

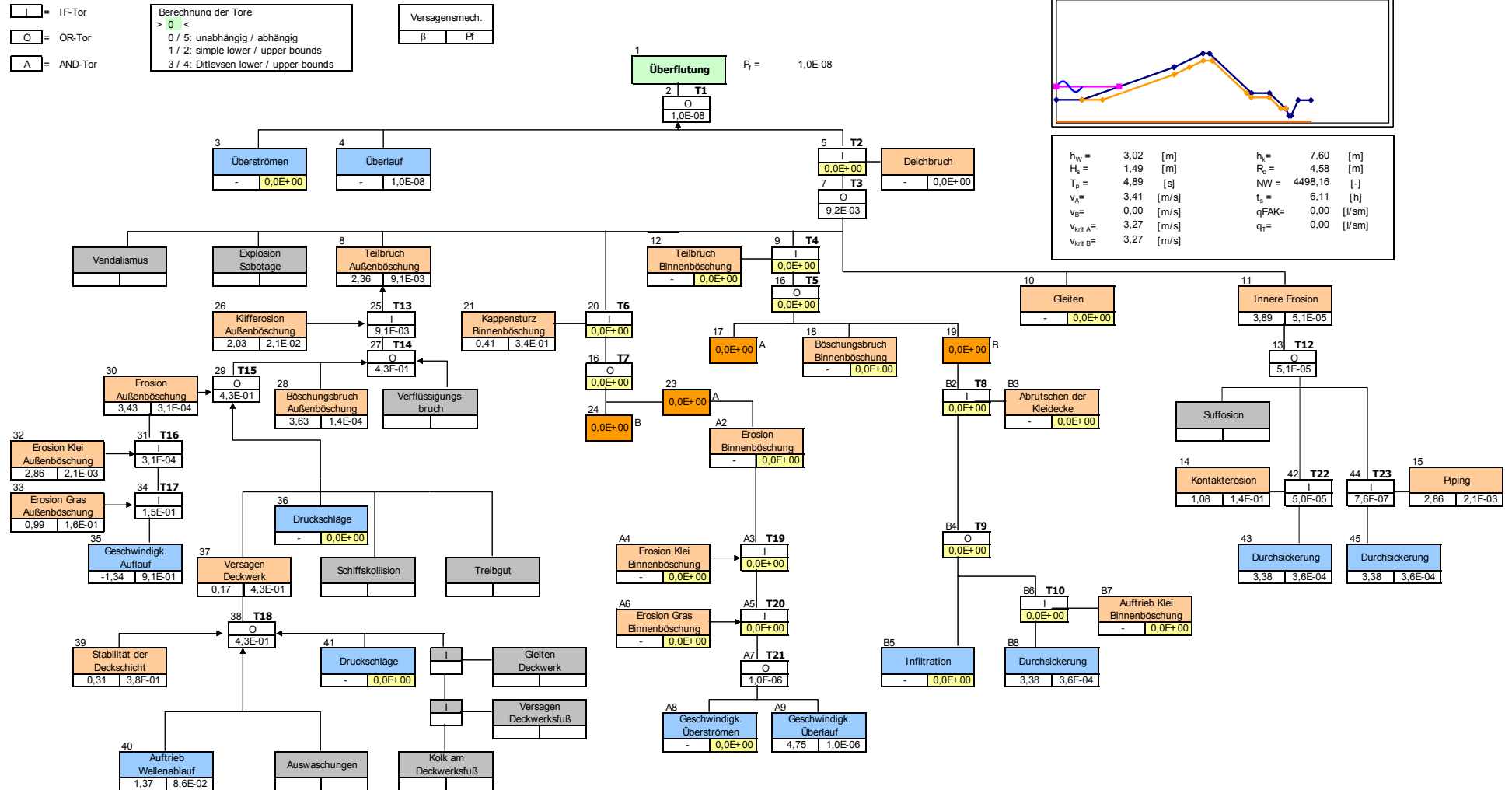
dfr =	1,00	[m]	N	0,10	0,10
db =	0,60	[m]	N	0,10	0,17
dcr =	1,00	[m]	N	0,10	0,10
gK =	18,00	[kN/m ³]	N	0,90	0,05
gKr =	21,00	[kN/m ³]	N	1,05	0,05
rrb =	0,02	[-]	N	2,0E-03	0,10
kst =	40,00	[(m ^{1/3} /s)]	N	4,00	0,10
c_s =	40,00	[kN/m ²]	N	30,52	0,76
c_ss =	10,00	[kN/m ²]	N	7,50	0,75
c_u =	40,00	[kN/m ²]	LN	8,80	0,22
pK =	0,00	[%]	N	0,00	0,50
qM =	1,00	[-]	N	0,20	0,20
qMB =	1,00	[-]	N	0,20	0,20
qc =	0,50	[-]	N	0,10	0,20
kK =	2,0E-06	[m/s]	N	4,0E-07	0,20
dG =	0,05	[m]	N	0,01	0,20
qG =	1,00	[-]	N	0,20	0,20
gfr =	2,50	[-]	N	0,25	0,10
gS =	19,00	[kN/m ³]	N	1,06	0,06
gSr =	21,00	[kN/m ³]	N	1,26	0,06
phi_s =	32,00	[°]	LN	4,16	0,13
d70 =	0,250	[mm]	N	0,11	0,423
phib =	41,00	[°]	LN	2,05	0,05
eta =	1,30	[-]	D	-	-

Schichtdicke Außenböschung
Schichtdicke hinten
Schichtdicke Krone
Wichte des Kleis an der Krone
wassergesättigte Wichte des Kleis an der Krone
Rauigkeit Binnenböschung
Strickerbeiwert für Binnenböschung
Kohäsion
scheinbare Kohäsion im Sand
undrainierte Scherfestigkeit
Kleianteil im Sand (bedingt nur Kohäsion im Sand)
Materialkonstante für Oberfläche Außenböschung
Materialkonstante für Oberfläche Binnenböschung
Kleiqualität (0 = schlechter Klei; 1 = guter Klei)
hydraulische Permeabilität des Kleis
Dicke der Grasschicht
Grasqualität (0 = schlechter Klei; 1 = guter Klei)
Durchwurzelungsfaktor
Wichte Sand
wassergesättigte Wichte Sand
innerer Reibungswinkel Sand
Sandkorndurchmesser, der von 70 % der Partikel unterschritten wird
Bettungswinkel
Schleppkoeffizient

Eingangsparameter für Nordsee-Deich

k =	1,0E-04	[m/s]	N	3,0E-05	0,30	hydraulische Permeabilität des Sandes (überschlägig nach Schneider Bautabellen)
eSand =	0,40	[-]	N	0,06	0,15	Porosität des Sandes im Deichkern
fSatt =	2,00	[-]	N	1,00	0,50	Einfluss der Vorfeuchte auf Durchströmung des Sandes
rho_s =	2,65	[t/m³]	N	0,13	0,05	Dichte der Bodenpartikel des Sandes
Dc15 =	0,20	[mm]	N	0,05	0,25	Korndurchmesser bei 15 % Siebdurchgang des gröberen Bodens (Sand)
Df85 =	0,10	[mm]	N	0,04	0,43	Korndurchmesser bei 85 % Siebdurchgang des feineren Bodens (Klei)
vzul =	3,27	[m/s]	-	-	-	zulässige Geschwindigkeit für Erosion der Grasnarbe (außen)
vzul_B =	3,27	[m/s]	-	-	-	zulässige Geschwindigkeit für Erosion der Grasnarbe (innen)
lk =	0,25	[m]	N	0,05	0,20	Rißlänge
kt =	0,80	[-]	N	0,40	0,50	Zeitfaktor bei Druckschlagbelastung
pimp =	2,20	[-]	LN	0,88	0,40	Faktor für Druckschlagbelastung auf der Außenböschung
bimp =	1,00	[-]	N	0,70	0,70	Faktor für die Breite des Bodenelements bei Druckschlagbelastung
pb =	0,20	[-]	N	0,10	0,50	Porosität des Sandbetts für Bruchberechnung nach Visser
e =	0,62	[-]	N	0,18	0,28	Porenzahl Klei
d35 =	0,05	[mm]	N	0,03	0,67	Korndurchmesser, der von 35 % der Partikel unterschritten wird
Deckwerk						
Dn50 =	0,50	[m]	N	0,03	0,05	nomineller Durchmesser der Deckwerkssteine
rhoS =	2,20	[t/m³]	N	0,44	0,20	Dichte der Deckwerkssteine
KD =	4,00	[-]	D	-	-	KD-Wert für Hudson-Formel
P =	0,10	[-]	D	-	-	Durchlässigkeitsbeiwert der Deckwerkssteine
Sd =	2,00	[-]	D	-	-	zulässige Schadensrate
Böschungsbruch innen						
xD =	-2,50	[m]	N	-0,50	0,20	Beginn des Gleitkreises im Bezug auf den Beginn der Binnenböschung
xB =	2,58	[m]	N	0,52	0,20	Ende des Gleitkreises im Bezug auf den Fußpunkt der Binnenböschung
r =	24,99	[m]	N	5,00	0,20	Radius des Gleitkreises
Böschungsbruch aussen						
xDfr =	-3,61	[m]	N	-0,72	0,20	Beginn des Gleitkreises im Bezug auf das Ende der Aussenböschung
xBfr =	-15,00	[m]	N	-3,00	0,20	Ende des Gleitkreises im Bezug auf den Fußpunkt der Aussenböschung
rfr =	91,44	[m]	N	18,29	0,20	Radius des Gleitkreises
Kappensturz						
xKD =	-0,48	[m]	N	-0,10	0,20	Beginn des Gleitkreises im Bezug auf den Beginn der Binnenböschung
xKB =	-21,58	[m]	N	-4,32	0,20	Ende des Gleitkreises im Bezug auf den Beginn der Binnenböschung
rK =	104,00	[m]	N	20,80	0,20	Radius des Gleitkreises
Durchsickerung des Deiches						
hu =	0,00	[m]	N	0,00	0,50	Höhe des Sickerlinienaustritts
xu =	89,70	[m]	-	-	-	zugehöriger x-Wert
mu =	21,57	[-]	-	-	-	Neigung der Sickerlinie



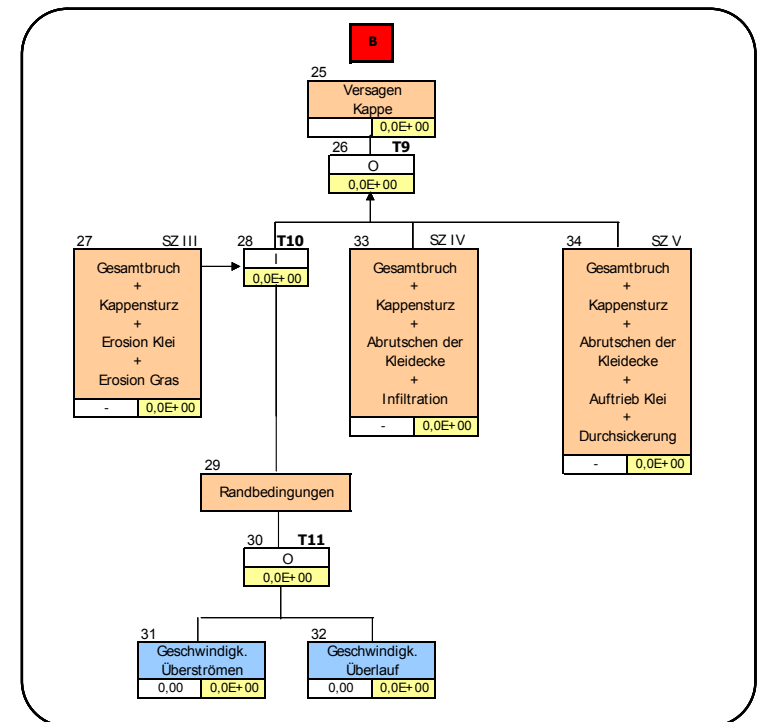
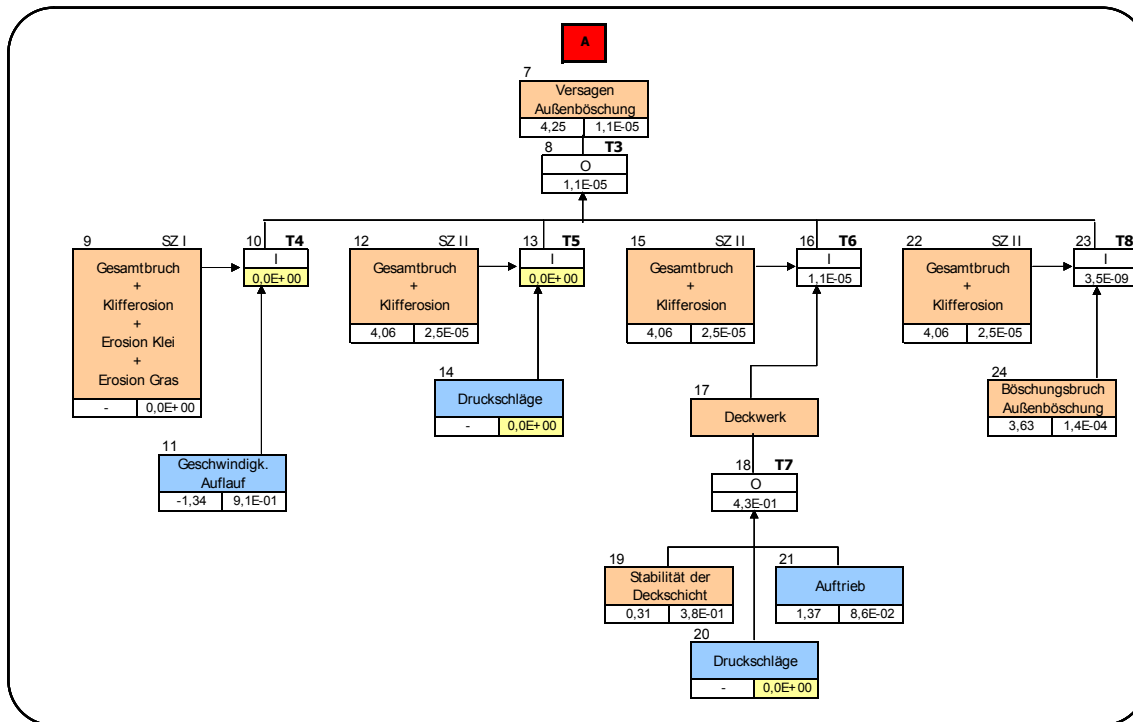
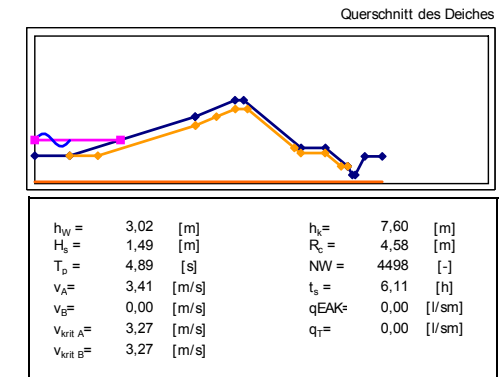
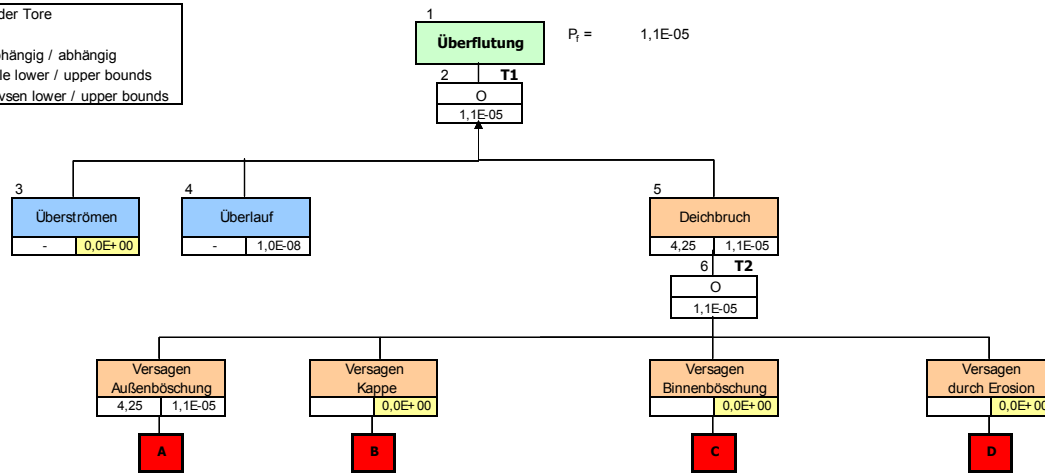


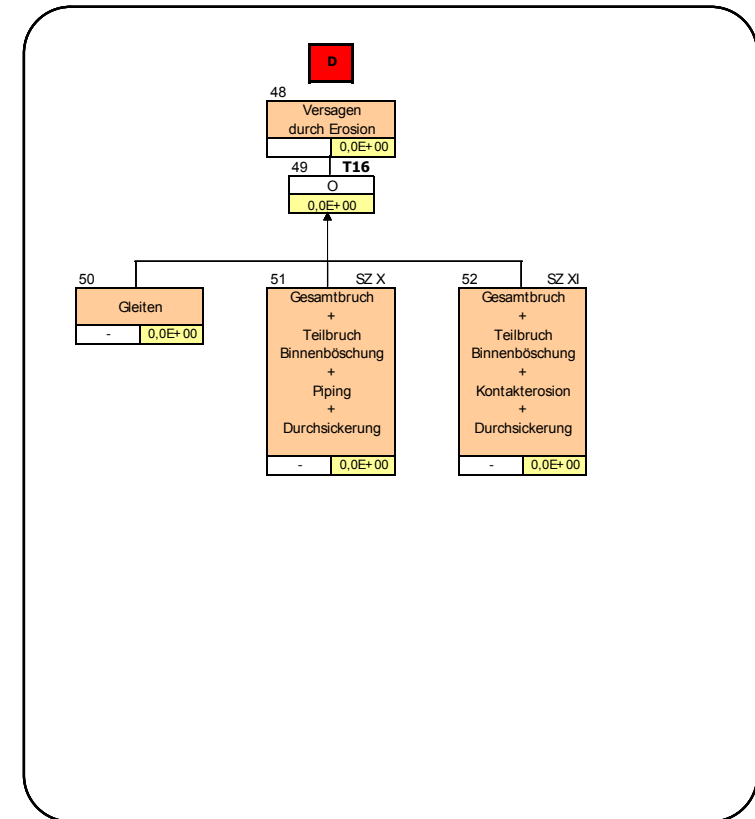
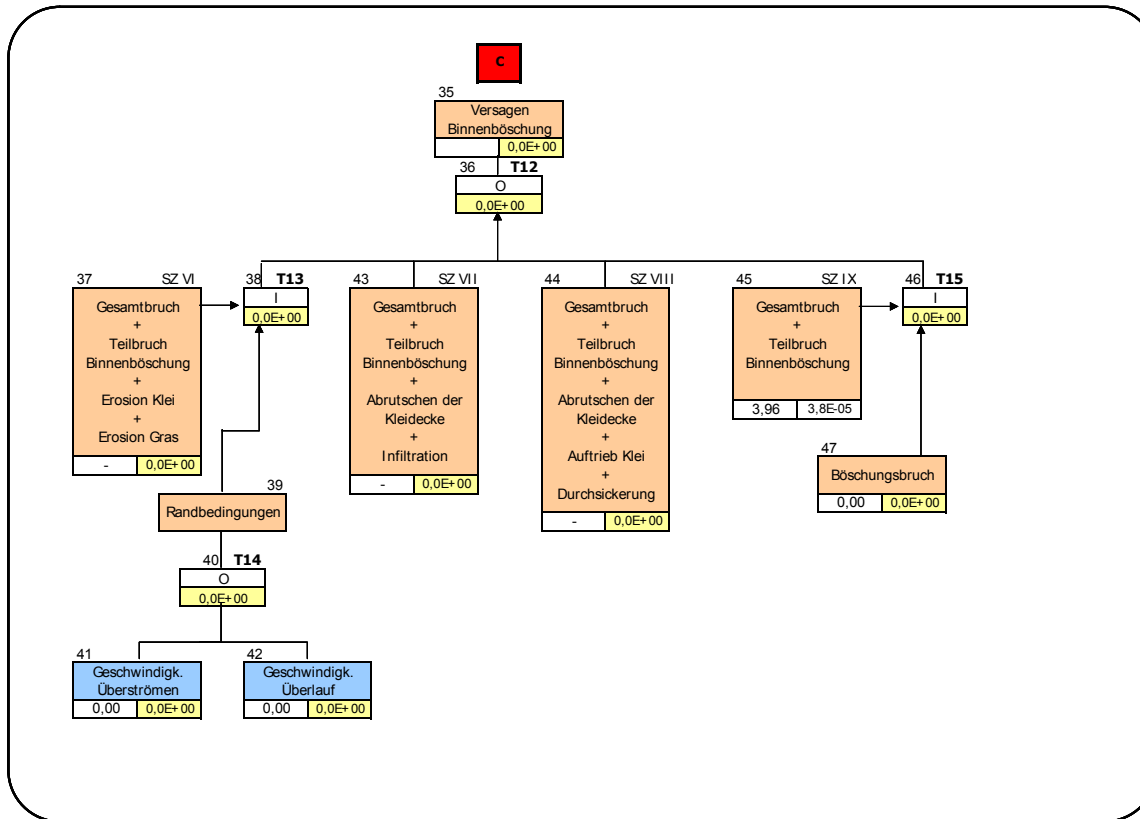
Szenarienbaum mit Ergebnissen für Versagensmechanismen - Nordsee-Deich

- I = IF-Tor
O = OR-Tor
A = AND-Tor

Berechnung der Tore
> 0 <
0 / 5: unabhängig / abhängig
1 / 2: simple lower / upper bounds
3 / 4: Ditlevsen lower / upper bounds

Versagensmech.	β	P_f
Überströmen	-	0,0E+00
Überlauf	-	1,0E-08
Deichbruch	4,25	1,1E-05
Versagen Außenböschung	4,25	1,1E-05
Versagen Kappe	-	0,0E+00
Versagen Binnenböschung	-	0,0E+00
Versagen durch Erosion	-	0,0E+00



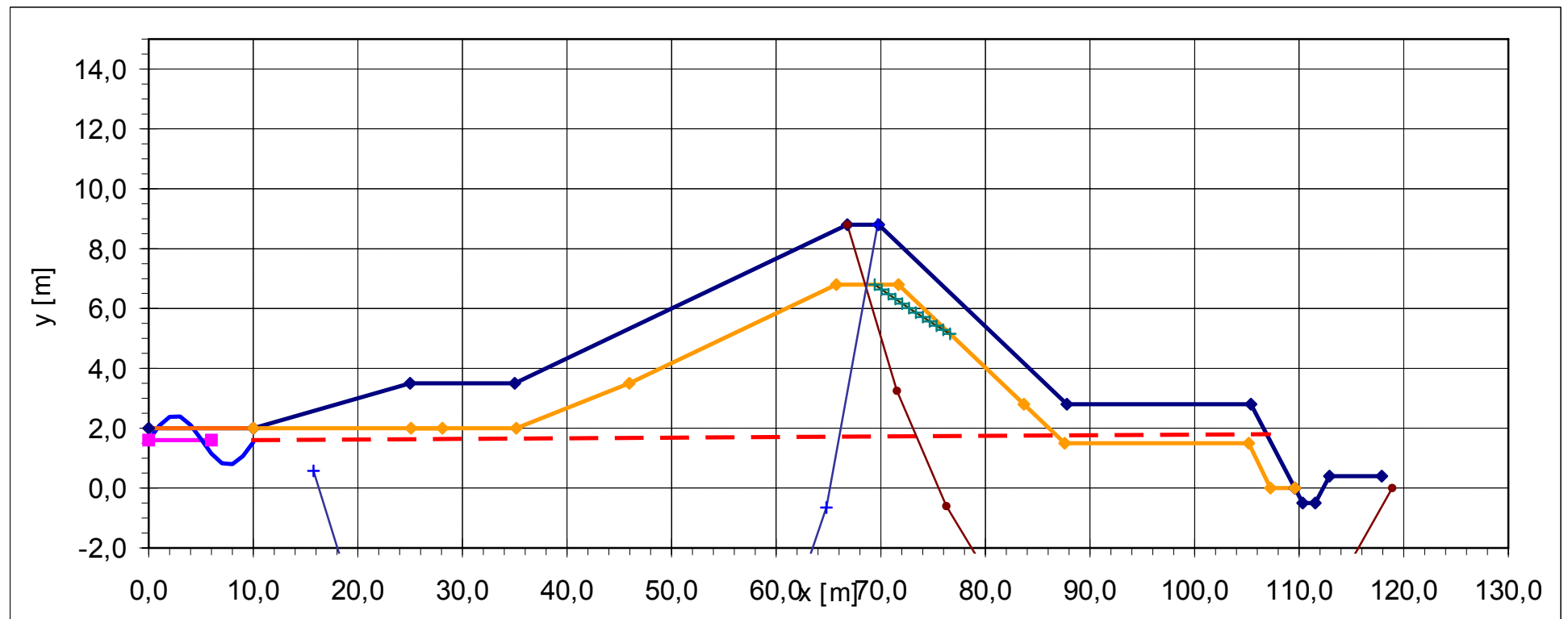


Eingangsparameter für Ästuardeich

Geometrische Parameter			Typ	SA	VK	
hw =	1,60	[m]	LN	0,24	0,15	Höhe des Wasserstandes vor dem Deich
ht =	2,00	[m]	N	0,10	-	Höhe der Fußvorlage des Deiches
mo =	10,00	[-]	N	0,50	0,05	Steigung unterhalb der Berme
hbfr =	3,50	[m]	N	0,20	0,06	Höhe der Berme
dh =	-1,90	[m]	-	-	-	Differenz Höhe des Wasserstandes und Höhe der Berme
Bbfr =	10,00	[m]	N	0,15	0,02	Breite der Berme
mb =	6,00	[-]	N	0,30	0,05	Steigung oberhalb der Berme
rrfr =	1,00	[-]	N	0,10	0,10	Reduktionsfaktor Rauigkeit Außenböschung
mmBfr =	9,54	[-]	-	-	-	mittlere Steigung des Deiches mit Berme
rB =	0,87	[-]	-	-	-	Reduktionsfaktor Berme Außenböschung
hr =	0,00	[m]	N	0,10	#DIV/0!	Höhe des Deckwerks
rt =	0,00	[-]	D	-	-	Deckwerkstyp
hk =	8,80	[m]	N	0,10	0,0114	Höhe der Krone
Rc =	7,20	[m]	-	-	-	Freibord
Bk =	3,00	[m]	N	0,15	0,05	Breite der Krone
R =	0,10	[m]	D	-	-	Ausrundung der Krone
mbb =	3,00	[-]	N	0,15	0,05	Steigung oberhalb der hinteren Berme
Bbb =	17,60	[m]	N	0,15	0,01	Breite der hinteren Berme
hbb =	2,80	[m]	N	0,20	0,07	Höhe der hinteren Berme
mbo =	1,50	[-]	N	0,08	0,05	Steigung unterhalb der hinteren Berme
Bheel =	0,00	[m]	N	0,10	#DIV/0!	Breite des hinteren Deichfußes
hheel =	0,00	[m]	N	0,10	-	Höhe des hinteren Deichfußes
hditch =	-0,50	[m]	N	0,10	-0,20	Höhe des Grabens
Bditch =	1,20	[m]	N	0,10	0,08	Breite des Grabens
mditch =	1,50	[-]	N	0,08	0,05	Steigung des Grabens
hmv =	0,40	[m]	N	0,10	-	Höhe des Hinterlandes
ID =	99,62	[m]	-	-	-	Länge des Deiches auf dem Untergrund
Area =	346,66	[m ²]	-	-	-	Fläche des gesamten Deiches
Dd =	0,00	[m]	LN	0,00	0,10	Dicke der Sandschicht unter dem Deich
Wellenparameter						
d =	-0,40	[m]	-	-	-	Wasserstand vor dem Deich
Hs =	1,65	[m]	N	0,21	0,13	signifikante Wellenhöhe am Deichfuß
Hb =		[m]	N	1,13	0,13	Höhe der brechenden Wellen am Deichfuß
Tp =	9,00	[s]	N	1,80	0,20	Peak-Wellenperiode
Lpo =	126,47	[m]	-	-	-	Wellenlänge im Tiefwasser auf Grund von Tp
Lpd =	0,00	[m]	-	-	-	Wellenlänge in der Wassertiefe d auf Grund von Tp
s0 =	0,01	[-]	-	-	-	Wellensteilheit im Tiefwasser
θ =	0,00	[°]	N	15,00	-	Wellenangriffswinkel am Deichfuß (0° = senkrechter Wellenangriff)
rW =	1,00	[-]	-	-	-	Reduktionsfaktor schräger Wellenangriff
NW =	2600,00	[-]	-	-	-	Anzahl der Wellen
vo =	0,00	[m/s]	N	0,20	-	Anströmgeschwindigkeit
qzul =	30,00	[l/(sm)]	D	-	-	zulässige Überlaufrate
ts =	6,50	[h]	LN	1,63	0,25	Sturmdauer
Bodenparameter						
dfr =	1,80	[m]	N	0,10	0,06	Schichtdicke Außenböschung
db =	1,30	[m]	N	0,10	0,08	Schichtdicke hinten
dcr =	2,00	[m]	N	0,10	0,05	Schichtdicke Krone
gK =	19,00	[kN/m ³]	N	0,95	0,05	Wichte des Kleis an der Krone
gKr =	21,00	[kN/m ³]	N	1,05	0,05	wassergesättigte Wichte des Kleis an der Krone
rrb =	0,02	[-]	N	2,0E-03	0,10	Rauigkeit Binnenböschung
kst =	40,00	[(m ^{1/3})/s]	N	4,00	0,10	Stricklerbeiwert für Binnenböschung
c_s =	42,50	[kN/m ²]	N	32,43	0,76	Kohäsion
c_ss =	10,00	[kN/m ²]	N	7,50	0,75	scheinbare Kohäsion im Sand
c_u =	37,00	[kN/m ²]	LN	8,14	0,22	undrainierte Scherfestigkeit
pK =	10,00	[%]	N	5,00	0,50	Kleianteil im Sand (bedingt nur Kohäsion im Sand)
qM =	2,00	[-]	N	0,40	0,20	Materialkonstante für Oberfläche Außenböschung
qMB =	1,00	[-]	N	0,20	0,20	Materialkonstante für Oberfläche Binnenböschung
qc =	0,60	[-]	N	0,12	0,20	Kleiqualität (0 = schlechter Klei; 1 = guter Klei)
kK =	2,0E-06	[m/s]	N	4,0E-07	0,20	hydraulische Permeabilität des Kleis
dG =	0,05	[m]	N	0,01	0,20	Dicke der Grasschicht
qG =	0,50	[-]	N	0,10	0,20	Grasqualität (0 = schlechter Klei; 1 = guter Klei)
gfr =	2,50	[-]	N	0,25	0,10	Durchwurzelungsfaktor
gS =	18,00	[kN/m ³]	N	1,01	0,06	Wichte Sand
gSr =	20,00	[kN/m ³]	N	1,20	0,06	wassergesättigte Wichte Sand
phi_s =	32,50	[°]	LN	4,23	0,13	innerer Reibungswinkel Sand
d70 =	0,250	[mm]	N	0,11	0,423	Sandkorndurchmesser, der von 70 % der Partikel unterschritten wird
phib =	38,00	[°]	LN	1,90	0,05	Bettungswinkel
eta =	0,03	[-]	D	-	-	Schleppkoeffizient
k =	1,0E-04	[m/s]	N	3,0E-05	0,30	hydraulische Permeabilität des Sandes (überschlägig nach Schneider Bautabellen)

Eingangsparameter für Ästuardeich

eSand =	0,40	[-]	N	0,06	0,15	Porosität des Sandes im Deichkern
fSatt =	2,00	[-]	N	1,00	0,50	Einfluss der Vorfeuchte auf Durchströmung des Sandes
rho_s =	2,65	[t/m³]	N	0,13	0,05	Dichte der Bodenpartikel des Sandes
Dc15 =	0,20	[mm]	N	0,05	0,25	Korndurchmesser bei 15 % Siebdurchgang des gröberen Bodens (Sand)
Df85 =	0,10	[mm]	N	0,04	0,43	Korndurchmesser bei 85 % Siebdurchgang des feineren Bodens (Klei)
vzul =	4,61	[m/s]	-	-	-	zulässige Geschwindigkeit für Erosion der Grasnarbe (außen)
vzul_B =	2,42	[m/s]	-	-	-	zulässige Geschwindigkeit für Erosion der Grasnarbe (innen)
lk =	0,25	[m]	N	0,05	0,20	Rißlänge
kt =	0,80	[-]	N	0,40	0,50	Zeitfaktor bei Druckschlagbelastung
pimp =	2,20	[-]	LN	0,88	0,40	Faktor für Druckschlagbelastung auf der Außenböschung
bimp =	1,00	[-]	N	0,70	0,70	Faktor für die Breite des Bodenelements bei Druckschlagbelastung
pb =	0,20	[-]	N	0,10	0,50	Porosität des Sandbetts für Bruchberechnung nach Visser
e =	0,62	[-]	N	0,18	0,28	Porenzahl Klei
d35 =	0,04	[mm]	N	0,03	0,67	Korndurchmesser, der von 35 % der Partikel unterschritten wird
Deckwerk						
Dn50 =	1,00	[m]	N	0,05	0,05	nomineller Durchmesser der Deckwerkssteine
rhoS =	2,20	[t/m³]	N	0,44	0,20	Dichte der Deckwerkssteine
KD =	4,00	[-]	D	-	-	KD-Wert für Hudson-Formel
P =	0,10	[-]	D	-	-	Durchlässigkeitsbeiwert der Deckwerkssteine
Sd =	2,00	[-]	D	-	-	zulässige Schadensrate
Böschungsbruch innen						
xD =	-3,00	[m]	N	-0,60	0,20	Beginn des Gleitkreises im Bezug auf den Beginn der Binnenböschung
xB =	9,31	[m]	N	1,86	0,20	Ende des Gleitkreises im Bezug auf den Fußpunkt der Binnenböschung
r =	36,99	[m]	N	7,40	0,20	Radius des Gleitkreises
Böschungsbruch aussen						
xDfr =	2,90	[m]	N	0,58	0,20	Beginn des Gleitkreises im Bezug auf das Ende der Aussenböschung
xBfr =	5,75	[m]	N	1,15	0,20	Ende des Gleitkreises im Bezug auf den Fußpunkt der Aussenböschung
rfr =	30,36	[m]	N	6,07	0,20	Radius des Gleitkreises
Kappensturz						
xKD =	-2,27	[m]	N	-0,45	0,20	Beginn des Gleitkreises im Bezug auf den Beginn der Binnenböschung
xKB =	-30,80	[m]	N	-6,16	0,20	Ende des Gleitkreises im Bezug auf den Beginn der Binnenböschung
rK =	170,10	[m]	N	34,02	0,20	Radius des Gleitkreises
Durchsickerung des Deiches						
hu =	1,80	[m]	N	0,90	0,50	Höhe des Sickerlinienaustritts
xu =	106,90	[m]	-	-	-	zugehöriger x-Wert
mu =	-396,50	[-]	-	-	-	Neigung der Sickerlinie



Berechnung der Tore

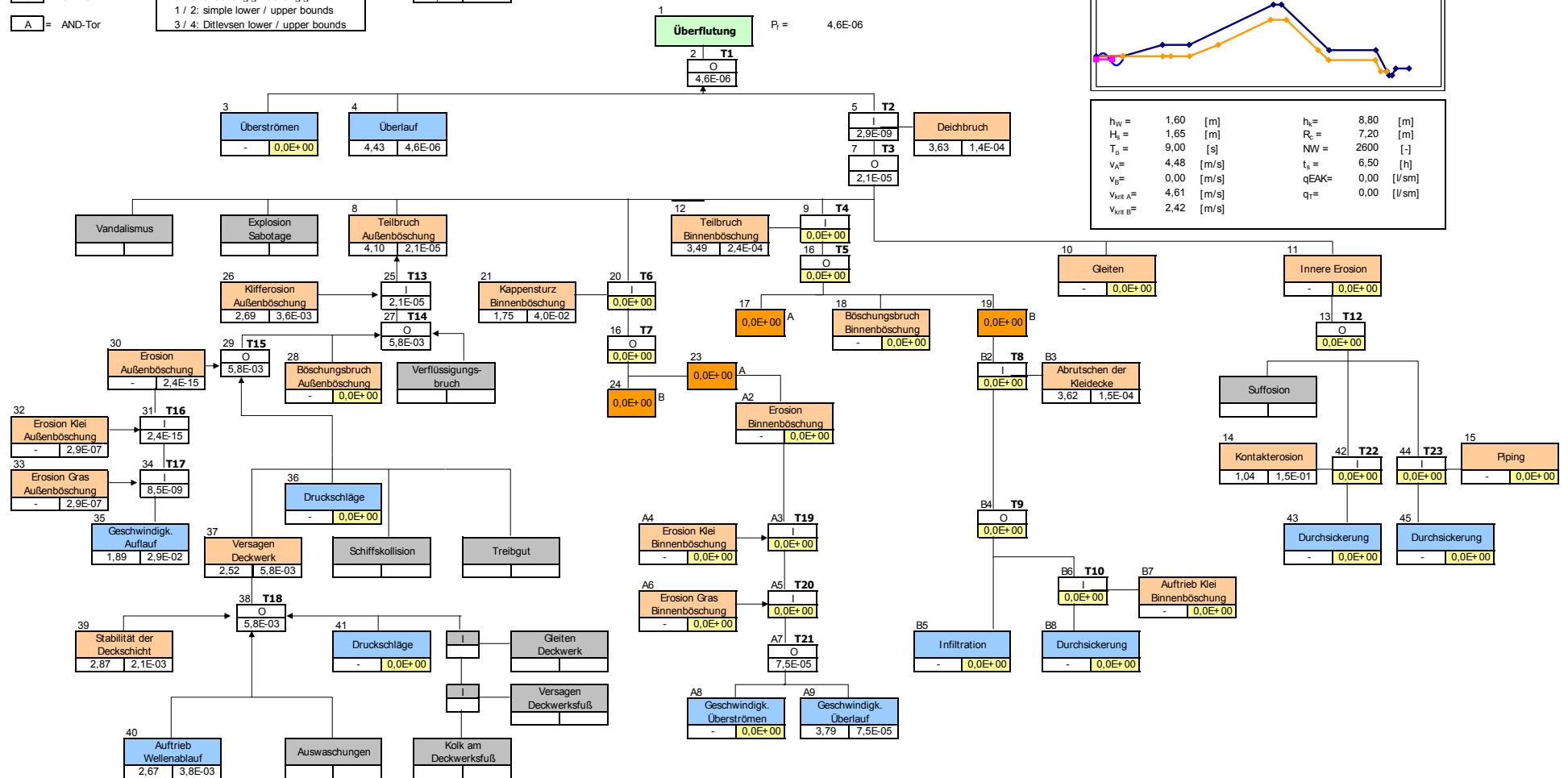
> 0 <

0 / 5: unabhängig / abhängig

1 / 2: simple lower / upper bounds

3 / 4: Ditlevsen lower / upper bounds

Versagensmech.	
β	Pf



Probabilistische Methoden für Nordseedeiche

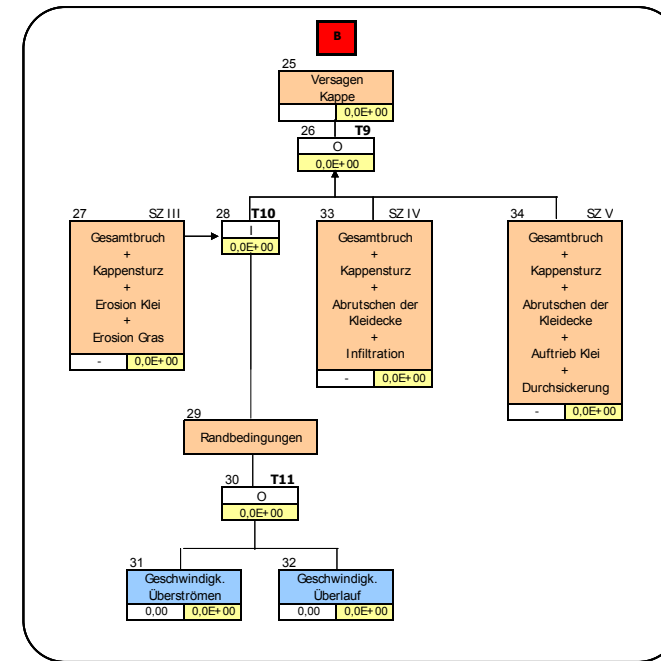
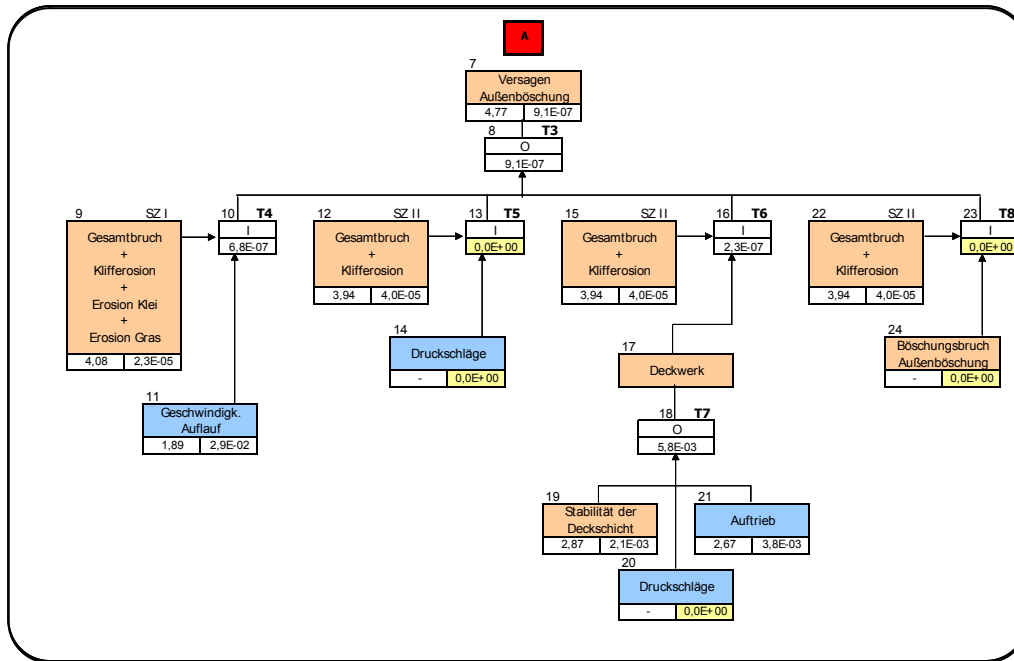
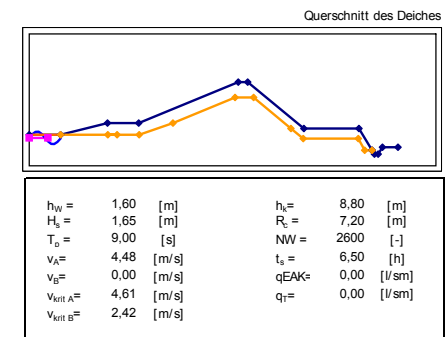
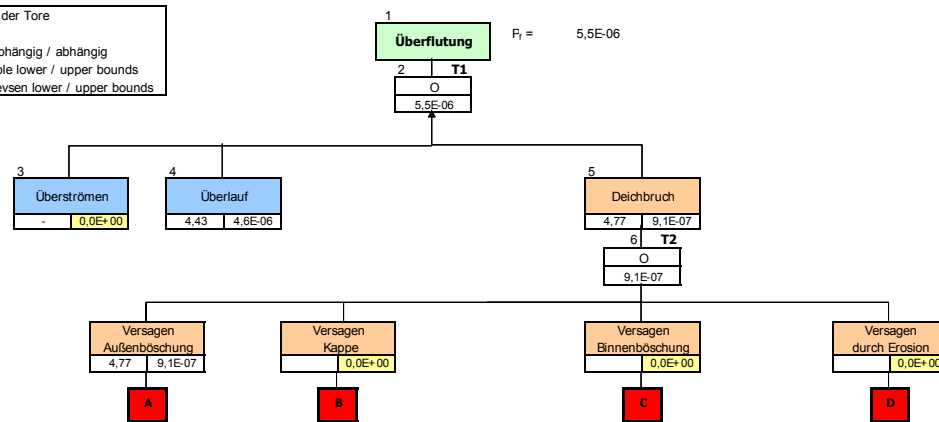
Anlage A

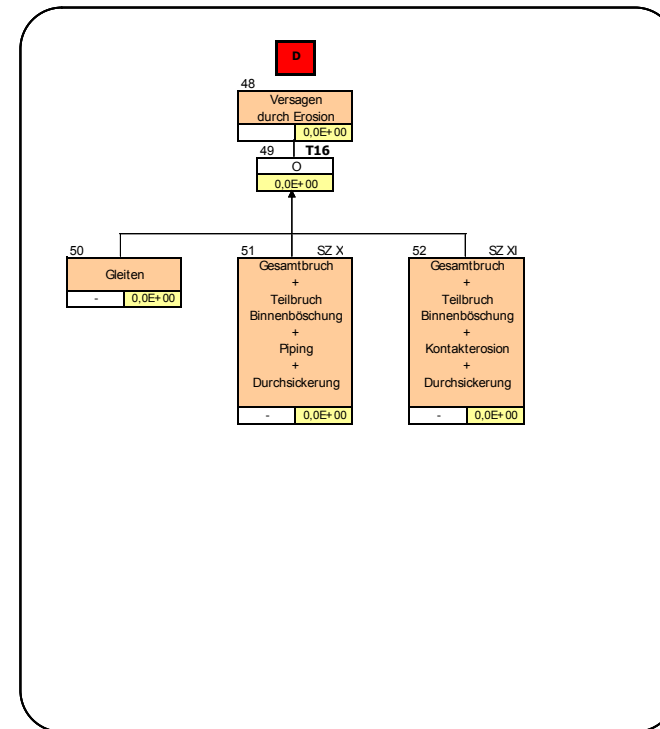
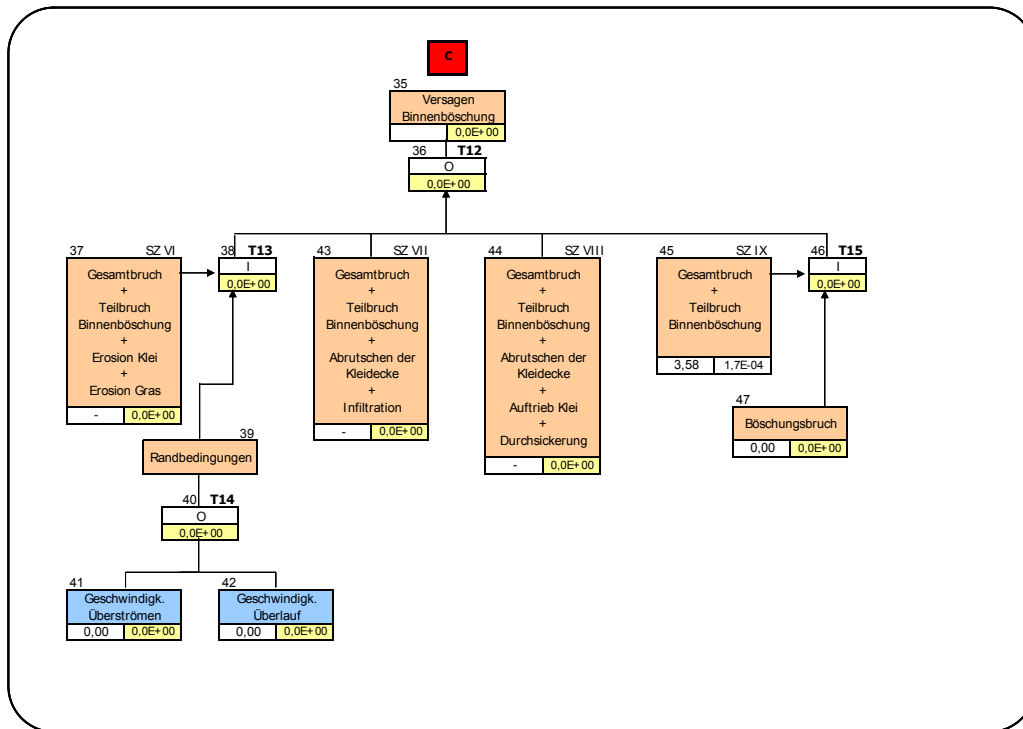
Szenarienbaum mit Ergebnissen für Versagensmechanismen - Ästuardeich

I = IF-Tor
O = OR-Tor
A = AND-Tor

Berechnung der Tore
> 0 <
0 / 5: unabhängig / abhängig
1 / 2: simple lower / upper bounds
3 / 4: Ditlevsen lower / upper bounds

Versagensmech.
β Pf





Anlage B

Unsicherheiten der Eingangsparameter und Modelle

Anlage B: Unsicherheiten der Eingangsparameter und Modelle

In der nachfolgenden Tabelle werden alle Eingangsparameter und Modellfaktoren zusammengestellt, die für die Grenzzustandsgleichungen der Versagensmechanismen benötigt werden. Darüber hinaus werden aus dem Schrifttum – wenn vorhanden - die folgenden Informationen angegeben:

- der Parametername
- die Dimension des Parameters
- eine kurze Beschreibung
- die Bandbreite der möglichen Werte, die der Parameter einnehmen kann
- der Mittelwert μ des Parameters oder der in der jeweiligen Quelle gewählte Wert; die Bezeichnung „nom.“ bedeutet, dass der Parameter in Abhängigkeit von allen lokalen Bedingungen variiert wird. In diesem Fall entfällt die Standardabweichung oder der Korrelationskoeffizient des Werts.
- die Standardabweichung σ des Parameters (entfällt, wenn Verteilungstyp „D“ (deterministisch) gewählt wird)
- der Variationskoeffizient σ' des Parameters (entfällt, wenn Verteilungstyp „D“ (deterministisch) gewählt wird)
- der Verteilungstyp des Parameters mit den folgenden Abkürzungen
 - D = deterministisch
 - E = Exponentialverteilung
 - N = Normalverteilung
 - LN = logarithmische Normalverteilung
 - G = Gumbel
 - W = Weibull-Verteilung
- Quelle der Information zu den Unsicherheiten
- Bemerkungen

Einige Parameter sind mehrfach in der Tabelle aufgeführt, weil sie an mehreren Stellen im Schrifttum angegeben sind. Eine genauere Untersuchung der zu verwendenden Größen erfolgt jedoch erst, wenn alle Parameter mit den notwendigen Unsicherheiten bei den Versagensmechanismen berücksichtigt werden. Für die Bearbeitung werden von den mehrfach angeführten Parametern immer die jeweils letzten Zeilen verwendet.

Par.	Dim.	Beschreibung	Bandbreite	μ	σ	σ'	Typ	Quelle	Bemerkung
B _A	[m]	Bermenbreite		nom.	0,15	-	N	TU Delft (2000) Beilage II.N	
B _A	[m]	Bermenbreite		nom.	0,15	-	N	TAW (2000), S.53	
B _k	[m]	Kronenbreite		3,0	-	-	D	CUR/TAW (1990), S.122	
B _k	[m]	Kronenbreite	2,0 bis 3,0	nom.	-	-	D	Schüttrumpf (2001)	
c	[kN/m ²]	Kohäsion		0	-	-	D	CUR/TAW (1990), S.122	für Sand
c	[kN/m ²]	Kohäsion		10	2	0,2	N	CUR/TAW (1990), S.121	für Klei
c	[kN/m ²]	Kohäsion		nom.	-	0,2	N		für Klei
c'	[kN/m ²]	Kohäsion		9,0	2,61	0,29	N	Meadowcroft (1994), S.3165	
c'	[kN/m ²]	Kohäsion		1500	500	0,33	N	TAW (2000), S. 53	
c'	[kN/m ²]	Kohäsion des drainierten Bodens		42,5	32,3	0,763	N	IGBE	für Klei
c _u	[kN/m ²]	Undrännierte Scherfestigkeit		37,0	26,2	0,704	N	IGBE	
c _u	[kN/m ²]	Undrännierte Scherfestigkeit				0,30		De Groot (2001)	Für Klei
c _u	[kN/m ²]	Undrännierte Scherfestigkeit	15 bis 363	276		0,22 (0,11-0,49)		Phoon (1999)	Für Klei
C _G	[(ms) ⁻¹]	Koeffizient für Grasqualität		nom.	-	0,1	LN	TAW (2000), S.53	
C _{RK}	[(ms) ⁻¹]	Koeffizient für Kleiqualität		23000	6900	0,3	LN	TAW (2000), S.53	
d _G	[m]	Dicke der Grasschicht	0,05 bis 0,10	nom.	-	-	D		
d _k	[m]	Dicke der Kleischicht		3,5	0,7	0,20	N	CUR/TAW (1990), S.122	
d _k	[m]	Dicke der Kleischicht		0,5	0,2	0,40	N	TAW (2000), S.53	
d _k	[m]	Dicke der Kleischicht		nom.	-	0,40	D		
d _S	[m]	Dicke der Sandschicht		nom.	-	0,10	LN	TU Delft (2000) Beilage II.N	

Par.	Dim.	Beschreibung	Bandbreite	μ	σ	σ'	Typ	Quelle	Bemerkung
d_{35}	[m]	Durchmesser der Körner, der von 35% der Partikel unterschritten wird		0,038	0,026	0,671	N	IGBE	
d_{70}	[m]	Durchmesser der Körner, die von 70% der Partikel unterschritten werden		nom.	-	0,15	LN	TU Delft (2000) Beilage II.N	
d_{70}	[m]	Durchmesser der Körner, die von 70% der Partikel unterschritten werden		$71 \cdot 10^{-6}$	$30 \cdot 10^{-6}$	0,423	N	IGBE	für Klei
d_{70}	[m]	Durchmesser der Körner, die von 70% der Partikel unterschritten werden		$2,5 \cdot 10^{-4}$	$2,5 \cdot 10^{-5}$		LN	Cooke (1997)	
D_{n50}	[m]	nominaler Steindurchmesser Deckwerk		225	2	0,009	N	Vrijling (1993), S.159	
D_{n50}	[m]	nominaler Steindurchmesser Deckwerk		1,3	0,065	0,05	N	Meadowcroft (1994), S.3162	
D_{n50}	[m]	nominaler Steindurchmesser Deckwerk		0,45	0,01	0,022	N	Zeidler (1994), S.222	
D_{n50}	[m]	nominaler Steindurchmesser Deckwerk		0,70	0,02	0,029	N	Hussaarts, 1999, S. 327	
D_{n50}	[m]	nominaler Steindurchmesser Deckwerk		nom.	-	0,05	N		
D_{15}^c	[mm]	Korndurchmesser bei 15% Siebdurchgang des gröberen Bodens		0,2	0,05	0,25	N	IGBE	für Sand
D_{85}^f	[mm]	Korndurchmesser bei 85% Siebdurchgangs des feineren Bodens		0,098	0,43	0,439	N	IGBE	für Klei
e	[-]	Porenzahl		0,62	0,176	0,284	N	IGBE	
f	[-]	Reibungsbeiwert Auflauf		0,9	-	0,05	LN	Ronold, 1990, S. 50	

Par.	Dim.	Beschreibung	Bandbreite	μ	σ	σ'	Typ	Quelle	Bemerkung
f	[-]	Reibungsbeiwert	0,0058 bis 0,6	nom.	-	0,105	N	Schüttertrumpf (2001), S. 106	für Holz bis grobes Schüttsteinmaterial
g	[m/s ²]	Erdbeschleunigung		10	-	-	D	CUR/TAW (1990), S.122	
h _{A,B}	[m]	Bermenhöhe		nom.	0,20	-	N	TU Delft (2000) Beilage II.N	
h _{A,B}	[m]	Bermenhöhe		nom.	0,20	-	N	TAW (2000), S.53	
h _K	[m]	Kronenhöhe		13,44	0,10	0,007	N	CUR/TAW (1990), S.47	
h _K	[m]	Kronenhöhe	6,0 bis 10,0	10,0	-	-	V	CUR/TAW (1990), S.122	
h _K	[m]	Kronenhöhe		nom.	0,10	-	N	TU Delft (2000) Beilage II.N	
h _K	[m]	Kronenhöhe		15,8	0,10	0,006	N	Vrijling (1993), S.158	
h _K	[m]	Kronenhöhe		nom.	0,10	-	N	TAW (2000), S.53	
hw	[m]	Wassertiefe am Deichfuß		0,10	0,02	0,20	LN	TAW (2000), S.53	
hw	[m]	Wassertiefe am Deichfuß		2,15			G	Vrijling, 1987, S. 131	a = 1,96, b = 0,33
hw	[m]	Wassertiefe am Deichfuß		NAP +5,89m	NAP +2,05m	0,30	G	Hussaarts, 1999, S. 325	a = 2,91 m; b = 0,36 m
hw	[m]	Wassertiefe am Deichfuß		nom.	-		W	Ronold, 1990	a = 2,8042; b = 0,972; c = 2,49
hw	[m]	Wassertiefe am Deichfuß		nom.	-	0,15	LN		
H _s	[m]	signifikante Wellenhöhe		0,338·hw	0,064	-	N	Hussaarts, 1999, S. 325	
H _s	[m]	signifikante Wellenhöhe		0,11+0,21·hw	0,014	-	LN	Ronold, 1990, S. 46	
H _s	[m]	signifikante Wellenhöhe (Streuung)		0	0,69	-	N	Vrijling (1987), S.131	
H _s	[m]	signifikante Wellenhöhe (Streuung)		0	0,69	-	N	Vrijling (1993), S.158	
H _s	[m]	signifikante Wellenhöhe (Streuung)		0	0,20	-	N	Hussaarts, 1999, S. 327	
H _s	[m]	signifikante Wellenhöhe		3,0	0,3	0,1	N	Meadowcroft (1994), S.3162	Tiefe ist begrenzt auf 0,55 h
H _s	[m]	signifikante Wellenhöhe		2,0	0,25	0,125	N	Zeidler (1994), S.222	oder $\sigma = 0,10$ m

Par.	Dim.	Beschreibung	Bandbreite	μ	σ	σ'	Typ	Quelle	Bemerkung
H_s	[m]	signifikante Wellenhöhe		nom.	-	0,09		Goda (1994)	Brecherzone
H_s	[m]	signifikante Wellenhöhe		nom.	-	0,125	N		
k	[m/s]	Durchlässigkeit	10^{-4} bis 10^{-6}	10^{-5}	$0,5 \cdot 10^{-5}$	0,5	LN	CUR/TAW (1990), S.122	für Sand
k	[m/s]	Durchlässigkeit	$0,23 \cdot 10^{-6}$ - $6,6 \cdot 10^{-6}$					Richwien, 1995; Ragutzki, 1969	für Klei
k	[m/s]	Durchlässigkeit		10^{-8}	$1,6 \cdot 10^{-8}$	1,6	LN	CUR/TAW (1990), S.122	für Klei
k	[m/s]	Durchlässigkeit	$0,23 \cdot 10^{-6}$ - $6,6 \cdot 10^{-6}$	nom.	-	1,6	LN		für Klei
k_D	[-]	k_D -Wert für Hudson-Formel							
k_{ST}	[-]	Strickler Rauigkeitskoeffizient		nom.	-	0,10	N	z.B. Schneider, 1984	σ' geschätzt
m	[-]	Neigung der Binnenböschung	1:3 bis 1:5	nom.	-	0,05	N	TU Delft (2000) Beilage II.N	
$m_{r,d}$	[kg/m ²]	Trockenmasse der Graswurzeln	0,5 bis 4,0	nom.				Laustrop (1990)	
M_{Pip}	[-]	Modellfaktor für Piping		1,67	0,334	0,2	N	CUR/TAW (1990), S.122	
M_{z98}	[-]	Modellfaktor für Wellenauflauf		1,0	0,13	0,13	N	Schüttrumpf (2001), S.68	
M_{vA}	[-]	Modellfaktor für Wellenauflaufgeschwindigkeit		1,0	0,20	0,20	N	Schüttrumpf (2001), S.77	
M_{vB}	[-]	Modellfaktor für Wellenauflaufgeschwindigkeit		1,0	0,20	0,20	N	Schüttrumpf (2001), S.107	
M_{imp}	[-]	Modellfaktor für Druckschlag		1,0	0,5	0,5	N	-	geschätzt
M_{ov}	[-]	Modellfaktor für mittleren Wellenüberlauf		1,0	0,23	0,23	N	Schüttrumpf (2001), S.96	
M_{ofl}	[-]	Modellfaktor für Überströmen		1,0			N	-	

Par.	Dim.	Beschreibung	Bandbreite	μ	σ	σ'	Typ	Quelle	Bemerkung
M_z	[-]	Modellfaktor		1,1	-	-	D	TAW (2000), S.53	
$M_{z,R}$	[-]	Modellfaktor Reflexionsbrecher	1,0	1,0	0,08	0,08	N	Unterlagen Voortman	
M_{γ_a}	[-]	Modellfaktor Einflussparameter Wellenangriffswinkel		1,0	-	-	D		
M_{γ_b}	[-]	Modellfaktor Einflussparameter Berme		1,0	-	-	D		
M_{γ_f}	[-]	Modellfaktor Einflussparameter Böschungsrauhheit		1,0	-	-	D		
n	[-]	Neigung der Außenböschung	1:3 bis 1:8	nom.	-	0,05	N	Schüttrumpf (2001) TU Delft (2000) Beilage II.N	
N_w	[-]	Wellenanzahl							
p_{\max}	[-]	maximaler Druck bei Sturzbrecher	3,0 bis 9,0	6,2	0,4	0,065	N	Führböter (1994)	
P	[-]	Durchlässigkeitsbeiwert		0,1	-	-	D	Meadowcroft (1994), S.3162	
$q_{A,vorh}$	[m ³ /sm ²]	flächenbezogene Überlaufrate							
q_{zul}	[m ³ /sm]	zulässige Überlaufrate	0,5 bis 10,0	nom.	-	-	D		
R_K	[m]	Ausrundung der Krone	0,1 bis 0,5	nom.	-	-	D		
s	[m]	Setzungsmaß		0,5	0,1	0,2	N	CUR/TAW (1990), S.47	
s	[m]	Setzungsmaß		0,5	0,1	0,2	N	Vrijling (1993), S.158	
s_0	[-]	Wellensteilheit		0,036	0,004	0,11	N	Hussaarts, 1999, S. 325	
s_0	[-]	Wellensteilheit		0,0375	0,006	0,16	N	Vrijling, 1987, S. 131	
s_0	[-]	Wellensteilheit		0,0375	0,006	0,16	N	CUR/TAW (1990), S.47	
s_0	[-]	Wellensteilheit		0,05	0,005	0,1	N	Meadowcroft (1994), S.3162	gekappt bei 0,07
s_0	[-]	Wellensteilheit		nom.	-	0,1	N		
S_d	[-]	Schadenrate Deckwerk		1,0	-	-	D	TAW (2000), S.53	

Par.	Dim.	Beschreibung	Bandbreite	μ	σ	σ'	Typ	Quelle	Bemerkung
t_s	[h]	Sturmdauer	1,0 bis 30,0	nom.	-	0,25	LN	TAW (2000), S.53	
t_h	[d]	Dauer des Hochwassers		7,5	2,25	0,3	LN	CUR/TAW (1990), S.121	
T_m	[s]	mittlere Wellenperiode		nom.					
T_p	[s]	Peakperiode		$0,374 + 0,871H_s$	-	$f(H_s)$	LN	Ronold, 1990	
T_p	[s]	Peakperiode des Spektrums		nom.	-	0,2	N	Zeidler (1994), S.222	oder $\sigma = 0,5$ s bei $\xi_p = 1,47$
v_0	[m/s]	Anströmgeschwindigkeit	0,0 bis 1,0	0,0	-	-	D	-	Werte geschätzt
w_n	[%]	natürlicher Wassergehalt	0,13 bis 1,05	0,29		0,18 (0,07-0,46)		Phoon (1999)	feinkörniger Boden
w_n	[%]	natürlicher Wassergehalt	0,16 bis 0,21	0,18		0,08 (0,06-0,12)		Phoon (1999)	feinkörniger Boden
w_L	[%]	Fließgrenze	0,27 bis 0,89	0,51		0,18 (0,07-0,39)		Phoon (1999)	feinkörniger Boden
w_L	[%]	Fließgrenze	0,17 bis 1,13	0,51		0,07 (0,03-0,11)		Phoon (1999)	feinkörniger Boden
w_P	[%]	Plastizitätsgrenze	0,14 bis 0,27	0,22		0,16 (0,06-0,34)		Phoon (1999)	feinkörniger Boden
w_P	[%]	Plastizitätsgrenze	0,12 bis 0,35	0,21		0,10 (0,07-0,18)		Phoon (1999)	feinkörniger Boden
w_{PI}	[%]	Plastizitätsindex	0,12 bis 0,44	0,25		0,29 (0,09-0,57)		Phoon (1999)	feinkörniger Boden
w_{PI}	[%]	Plastizitätsindex	0,04 bis 0,44	0,23		0,24 (0,05-0,51)		Phoon (1999)	feinkörniger Boden
α	[°]	Böschungswinkel	7,1 bis 18,4	nom.	-	-	D	Meadowcroft (1994), S.3162	

Par.	Dim.	Beschreibung	Bandbreite	μ	σ	σ'	Typ	Quelle	Bemerkung
$\cot \alpha$	[-]	Neigung der Binnenböschung		3,0	0,25	0,083	N	Zeidler (1994), S.222	für $\cos \alpha$: $\mu = 0,95$
$\tan \alpha$	[-]	Neigung der Außenböschung	1:3 bis 1:8	nom.	-	0,05	N	TU Delft (2000) Beilage II.N	
α_s	[°]	Strömungsrichtung gegenüber der Horizontalen		$\beta + 45^\circ$	$\beta + 45^\circ$	1,00	N	IGBE	
α_z	[-]	Maß für das Fortschreiten der Erosion		2,0	-	-	D	TAW (2000), S.53	
$\tan \beta$	[-]	Neigung der Binnenböschung	1:2 bis 1:5	1:3	-	0,01	N	Hussaarts, 1999, S. 327	
$\tan \beta$	[-]	Neigung der Binnenböschung	1:25 bis 1:5	1:2,5	-	-	N	CUR/TAW (1990), S.122	
$\tan \beta$	[-]	Neigung der Binnenböschung	1:2 bis 1:5	nom.	-	0,05	N	TAW (2000), S.53	
γ	[kN/m³]	Wichte des Bodens		16	0,4	0,025	N	Meadowcroft (1994), S.3165	
γ_k	[kN/m³]	Wichte des Bodens		nom.	-	0,05	N	TU Delft (2000) Beilage II.N	
γ_f	[kN/m³]	Wichte des Bodens	14 bis 20	17,5		0,09 (0,03-0,20)		Phoon (1999)	feinkörniger Boden
γ_f	[kN/m³]	Wichte des Bodens	16 bis 170	17,0		0,01 (0,01-0,02)		Phoon (1999)	feinkörniger Boden
γ	[kN/m³]	Wichte des Sandes		nom.	-	0,05	N	TU Delft (2000) Beilage II.N	
γ	[kN/m³]	Wichte des Sandes		18,0	1,0	0,056	N	IGBE	
γ	[kN/m³]	Wichte des Kleis		19,0	0,95	0,05	N	IGBE	
γ'	[kN/m³]	Wichte des Kleis unter Auftrieb		9,0	0,45	0,05	N	IGBE	
γ_w	[kN/m³]	Wichte des Wassers		10			D	TAW (2000), S.53	
γ_p/γ_w	[kN/m³]	Verhältnis Wichte des Sandes unter Auftrieb zur Wichte des Wassers		1,9	0,019		N	Cooke (1997)	

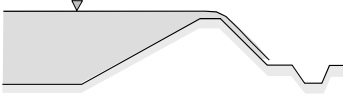

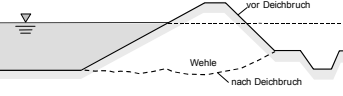
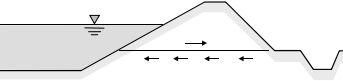
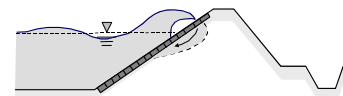
Par.	Dim.	Beschreibung	Bandbreite	μ	σ	σ'	Typ	Quelle	Bemerkung
γ/γ_w	[kN/m³]	Verhältnis Wichte des Sandes zur Wichte des Wassers		2.7			D	Cooke (1997)	
κ	[m/s]	Relative Durchlässigkeit des Sandes		$4,6 \cdot 10^{-12}$	$1,8 \cdot 10^{-12}$		LN	Cooke(1997)	
η_G	[-]	Effizienz des Geschiebe-frachttransportes		0,13	-	-	D	IGBE	Zitat aus Rose et al. (1983), keine weiteren Angaben verfügbar
η	[-]	WHITE – Konstante Piping		0.3	0.04		LN	Cooke (1997)	
η_s	[-]	Schleppkoeffizient Piping		1,3	-	-	D		
Δ	[-]	relative Dichte bei Deckwerksberechnungen		1,4	0,05	0,036	N	Zeidler (1994), S.222	
Δ	[-]	relative Dichte bei Deckwerksberechnungen		1,62	0,02	0,012	N	Hussaarts, 1999, S. 327	
Δ	[-]	relative Dichte bei Deckwerksberechnungen		Nom.	-	0,03	N		
φ'	[°]	Wirksamer Winkel der inneren Reibung		35	3,5	0,1	N	CUR/TAW (1990), S.122	für Sand
φ'	[°]	Wirksamer Winkel der inneren Reibung		32,5	2,5	0,077	N	IGBE	für Sand
φ'	[°]	Wirksamer Winkel der inneren Reibung		20	4	0,2	N	CUR/TAW (1990), S.121	für Klei
φ'	[°]	wirksamer Winkel der inneren Reibung		31	4,96	0,16	N	Meadowcroft (1994), S.3165	
φ'	[°]	wirksamer Winkel der inneren Reibung		26	1,95	0,075	N	TAW (2000), S.53	
φ'	[°]	wirksamer Winkel der inneren Reibung		25,5	14,65	0,578	N	IGBE	für Klei


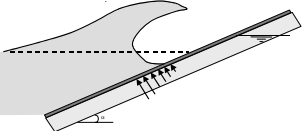

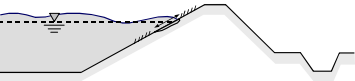

Par.	Dim.	Beschreibung	Bandbreite	μ	σ	σ'	Typ	Quelle	Bemerkung
ϕ'	[°]	wirksamer Winkel der inneren Reibung				0,05		De Groot (2001)	für Sand
ϕ'	[°]	wirksamer Winkel der inneren Reibung	35 bis 41	37,6		0,09 (0,05-0,11)		Phoon (1999)	für Sand
ϕ'	[°]	wirksamer Winkel der inneren Reibung	9 bis 33	15,3		0,21 (0,10-0,50)		Phoon (1999)	für Klei
ϕ'	[°]	wirksamer Winkel der inneren Reibung	17 bis 41	33,3		0,09 (0,04-0,12)		Phoon (1999)	für Klei
ϕ'_{TC}	[°]	wirksamer Winkel der inneren Reibung (Triaxial – Versuch)	2 bis 27	19,1		0,24 (0,07-0,56)		Phoon (1999)	für Klei
ϕ'_{DS}	[°]	wirksamer Winkel der inneren Reibung (direkter Schertest)	24 bis 40	33,3		0,13 (0,03-0,29)		Phoon (1999)	für Klei
ϕ'_{DS}	[°]	wirksamer Winkel der inneren Reibung (direkter Schertest)	30 bis 35	32,7		0,14 (0,13-0,14)		Phoon (1999)	für Sand
Φ'_{TC}	[-]	wirksamer Winkel ($\tan\phi'$) der inneren Reibung (Triaxial – Versuch)	0.24 bis 0.69	0,509		0,20 (0,06-0,46)		Phoon (1999)	für Klei
Φ'_{TC}	[-]	wirksamer Winkel ($\tan\phi'$) der inneren Reibung (Triaxial – Versuch)				0,08 (0,02-0,22)		Phoon (1999)	für Sand
Φ'_{DS}	[-]	wirksamer Winkel ($\tan\phi'$) der inneren Reibung (Direkter Schertest)				0,14 (0,06-0,22)		Phoon (1999)	für Klei
Φ_T	[-]	Stabilitätsfaktor		5	0,5	0,1	N	Zeidler (1994), S.222	
θ	[°]	Wellenangriffswinkel		nom.	-	-	D	-	
θ_B	[°]	Bettungswinkel		54	3	0,05	LN	TU Delft (2000) Beilage II.N	
θ_B	[°]	Bettungswinkel		54	3,5	0,064	N	Cooke (1997)	

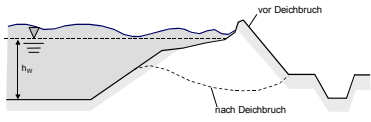
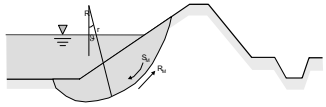
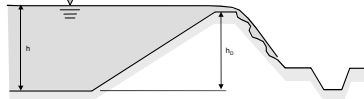
Par.	Dim.	Beschreibung	Bandbreite	μ	σ	σ'	Typ	Quelle	Bemerkung
ρ	[kg/m ³]	Dichte des nassen Sandes		2000	-	-	D	CUR/TAW (1990), S.122	$\mu = 1600$ bei trockenem Sand
ρ	[kg/m ³]	Dichte des nassen Kleis		1900			D	CUR/TAW (1990), S.122	$\mu = 1400$ bei trockenem Klei
ρ	[kg/m ³]	Dichte des nassen Kleis		1700	102	0,06	N	TAW (2000), S.53	
ρ_s	[kg/m ³]	Korndichte		2650	132,5	0,05	N	Meadowcroft (1994), S.3162	
ρ_s	[kg/m ³]	Korndichte		2650	500	0,02	N	IGBE	
ρ_w	[kg/m ³]	Dichte des Wassers		1000			D	CUR/TAW (1990), S.122	
ρ_w	[kg/m ³]	Dichte des Wassers		1000			D	TAW (2000), S.53	

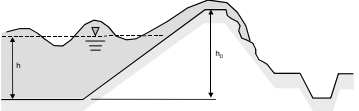
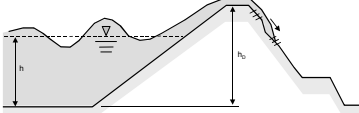
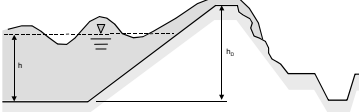
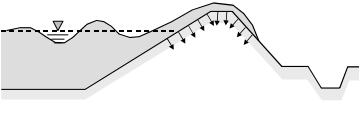
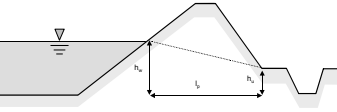
Anlage C

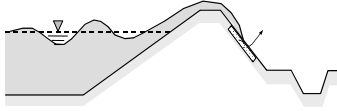
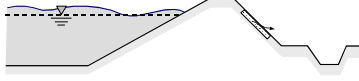
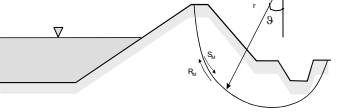
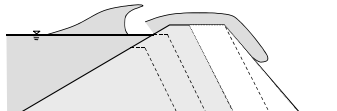
Überblick der Grenzzustandsgleichungen

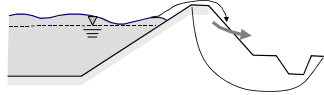
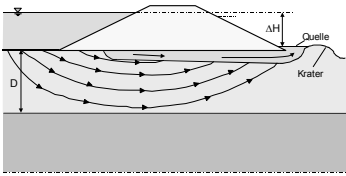
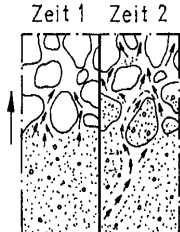
Nr.	Versagensmechanismus	Skizze	Grenzzustandsgleichung	Widerstandsgröße R	Belastungsgröße S	Verweis	Bemerkungen
Globale Versagensmechanismen							
1	Überströmen		$z = h_{E,zul} - h_E$	$h_{E,zul}$ = zulässige Überstauhöhe	h_E = tatsächliche Überstauhöhe	Gl. (4-1)	Herleitung und Details siehe Abschnitt 4.1.1.1
2	Wellenüberlauf		$z = R_c - R_{c,min}$	R_c = tatsächlicher Freibord	$R_{c,min}$ = minimale Freibordhöhe	Gl. (4-2)	Herleitung und Details siehe Abschnitt 4.1.1.2
3	Deichbruch		$z = (t_3 - t_2) - t_s$	t_2 = tatsächlich benötigte Zeit bis zum Ende der Erosion nach Phase II $(t_3 - t_2)$ = tatsächlich benötigte Zeit bis zum Deichbruch nach Phase III	t_s = Gesamtdauer der Sturmflut	Gl. (4-5)	Herleitung und Details siehe Abschnitt 4.1.1.3
4	Gleiten		$z = T_{vorh} - T_{max}$	$T_{vorh} = W_H$ $T_{max} = c_u \cdot l + (G + W_v) \cdot \tan \varphi'$		DIN 1054 (1996) Kortenhaus & Oumeraci (2002b)	G = Eigengewicht W_H = horiz. Wasserkraft W_v = vertikale Wasserkraft c_u = undränirte Kohäsion φ' = effekt. Reibungswinkel l = Länge der Bruchfuge
Versagensmechanismen Außenböschung							
5	Stabilität Deckwerk		$z = D_{n50vorh} - D_{n50}$	$D_{n50vorh}$ = vorhandener Steindurchmesser bei Sturzbrechern: $D_{n50} = \frac{H_s}{6,2 \cdot P^{0,18} \cdot \left(S_d / \sqrt{N_w} \right)^{0,2} \cdot \xi_m^{-0,5} \cdot \Delta}$ bei Reflexionsbrechern: $D_{n50} = \frac{H_s}{\Delta \cdot 1,0 \cdot P^{-0,13} \cdot \left(S_d / \sqrt{N_w} \right)^{0,2} \cdot \sqrt{\cot \alpha} \cdot \xi_m^P}$		Van der Meer (1998) Kortenhaus & Oumeraci (2002b)	D_{n50} = erf. Steindurchmesser H_s = signifikante Wellenhöhe P = Durchlässigkeitsbeiwert S_d = Schadenrate N_w = Anzahl der Wellen ξ_m = Brecherkennzahl Δ = relative Dichte α = Neigungswinkel

Nr.	Versagensmechanismus	Skizze	Grenzzustandsgleichung	Widerstandsgröße R	Belastungsgröße S	Verweis	Bemerkungen
6	Druckschläge		$z = p_R - p_A$	p_R = Druckspannung aus Eigengewicht und Scherwiderstand des Bodenelements	p_A = maximal auftretender Auftriebsdruck infolge Druckschlags	Gl. (4-26)	Herleitung und Details siehe Abschnitt 4.1.2.1
7	Auftrieb Deckwerk		$z = F_G - F_u$	F_G = Gewichtskraftkomponente eines Deckwerksteins	F_u = welleninduzierte Auftriebskraft unter den Deckwerksteinen	Gl. (4-29)	Herleitung und Details siehe Abschnitt 4.1.2.2
8	Geschw. Wellenauf- lauf		$z = v_c - v_A$	v_c = kritische Geschwindigkeit $v_c = f_G \cdot q_M \cdot \frac{3,8}{(1 + 0,8 \cdot \lg t_s)}$ v_A = tatsächliche Geschwindigkeit $v_A = 0,75 \cdot \pi \cdot \frac{H_s}{T_m} \cdot k_{si} \cdot m \cdot \sqrt{z_{98} - z_a}$		Schüttertrumpf & Oumeraci (2001) Kortenhaus & Oumeraci (2002b)	f_G = Param. für Grasqualität q_M = Qualität des Materials t_s = Sturmdauer H_s = signifikante Wellenhöhe T_m = mittlere Wellenperiode k_{si} = Brecherkennzahl m = Neigung der Böschung z_{98} = Wellenaufbauhöhe
9	Erosion Grasnarbe		$z = t_{RG} - t_s$	t_{RG} = Erosionszeit des Grasses $t_{RG} = \frac{d_G}{\gamma_G c_E H_s^2}$ t_s = Sturmflutdauer		Verheij et al. (1998) Kortenhaus & Oumeraci (2002b)	d_g = Dicke der Grasschicht γ_G = Geschwindigkeitskoeff. c_E = Koeffizient zur Erosionsbeständigkeit H_s = signifikante Wellenhöhe
10	Erosion Klei- schicht		$z = t_{RK} - t_s$	t_{RK} = Erosionszeit der Kleischicht $t_{RK} = 0,4 \frac{L_K c_{RK}}{r^2 H_s^2}$ t_s = Sturmdauer		INFRAM (2000b) Kortenhaus & Oumeraci (2002b)	$L_k = d_k / \sin \alpha$ d_k = Stärke der Kleischicht α = Neigung des Deiches c_{RK} = Erosionsbest. des Kleis r = Faktor schräge Wellen H_s = signifikante Wellenhöhe

Nr.	Versagensmechanismus	Skizze	Grenzzustandsgleichung	Widerstandsgröße R	Belastungsgröße S	Verweis	Bemerkungen
11	Klifferosion		$z = t_{RB} - t_{vorh}$	t_{RB} = Erosionszeit der Klifferosion $t_{RB} = \frac{0,4 \cdot l_R \cdot c_{RB}}{r^2 \cdot H_s^2}$ t_s = Sturmdauer		Kortenhaus & Oumeraci (2002b)	l_R = wirksame Breite c_{RB} = Erosionsbeständigkeit r = Faktor Bermeneinfluss H_s = signifikante Wellenhöhe
12	Böschungsbruch		$z = \sum R_M - \sum S_M$	$\sum R_M$ = Summe aller Momente um den Gleitkreismittelpunkt durch Scherwiderstand $\sum R_M = r \sum T_i = r \sum \frac{(G_i - u_i \cdot b_i) \cdot \tan \varphi_i + c_i \cdot b_i}{\cos \vartheta_i + \frac{1}{\eta} \cdot \tan \varphi_i \cdot \sin \vartheta_i}$ $\sum S_M$ = Summe aller Momente um den Gleitkreismittelpunkt aus Eigengewicht $\sum S_M = r \sum G_i \cdot \sin \vartheta_i$		DIN 4084 (1996) Kortenhaus & Oumeraci (2002b)	r = Radius des Bruchwinkels T = Scherwiderstand Bruchfuge G = Eigengewicht Lamellen u = Porenwasserdrücke b = Breite der Lamelle φ = innerer Reibungswinkel c = Kohäsion an der Lamelle ϑ = Richtungswinkel η = det. Sicherheitsbeiwert
Versagensmechanismen Binnenböschung							
13	Geschw. Überströmen		$z = v_c - v_B$	v_c = kritische Geschwindigkeit $v_c = f_G \cdot q_M \cdot \frac{3,8}{(1 + 0,8 \cdot \lg t_s)}$ v_B = Geschwindigkeit auf der Binnenböschung $v_B = \frac{v_{B,0} + \frac{k_l \cdot h_B}{f} \tanh\left(\frac{k_l \cdot t}{2}\right)}{1 + \frac{f \cdot v_{B,0}}{h_B \cdot k_l} \tanh\left(\frac{k_l \cdot t}{2}\right)}$		Kortenhaus & Oumeraci (2002b)	f_G = Parameter Grasqualität q_M = Qualität des Materials t_s = Sturmflutdauer $v_{B,0}$ = Geschw. am Beginn der Binnenböschung h_B = Schichtdicke Böschung f = Reibungsterm

Nr.	Versagensmechanismus	Skizze	Grenzzustandsgleichung	Widerstandsgröße R	Belastungsgröße S	Verweis	Bemerkungen
14	Geschw. Wellenüberlauf		$z = v_c - v_B$	$v_c = \text{kritische Geschwindigkeit}$ $v_c = f_G \cdot q_M \cdot \frac{3,8}{(1 + 0,8 \cdot \lg t_s)}$ $v_B = \text{Geschwindigkeit auf der Binnenböschung}$ $v_B = \frac{v_{B,0} + \frac{k_l h_B}{f} \tanh\left(\frac{k_l t}{2}\right)}{1 + \frac{f v_{B,0}}{h_B k_l} \tanh\left(\frac{k_l t}{2}\right)}$		Kortenhaus & Oumeraci (2002b)	$f_G = \text{Parameter Grasqualität}$ $q_M = \text{Qualität des Materials}$ $t_s = \text{Sturmflutdauer}$ $v_{B,0} = \text{Geschw. am Beginn der Binnenböschung}$ $h_B = \text{Schichtdicke Böschung}$ $f = \text{Reibungsterm}$
15	Erosion Grasnarbe		$z = t_{R,G} - t_s$	$t_{R,G} = \text{Erosionsdauer der Grasnarbe}$	$t_s = \text{Dauer der Sturmflut}$	Gl. (4-36)	Herleitung und Details siehe Abschnitt 4.1.3.1
16	Erosion Kleischicht		$z = t_{R,K} - t_s$	$t_{R,K} = \text{Erosionsdauer der Kleischicht auf der Binnenböschung}$	$t_s = \text{Dauer der Sturmflut}$	Gl. (4-42)	Herleitung und Details siehe Abschnitt 4.1.3.2
17	Infiltration		$z = t_{inf} - t_s$	$T_{inf} = \text{die für die Infiltration der gesamten Kleischicht benötigte Zeit}$	$t_s = \text{Dauer der Sturmflut}$	Gl. (4-50)	Herleitung und Details siehe Abschnitt 4.1.3.3.
18	Durchströmung		$z = t_{Strö} - t_s$	$t_{Strö} = \text{Zeit bis zur vollständigen Durchströmung des Deiches}$	$t_s = \text{Dauer der Sturmflut}$	Gl. (4-55)	Herleitung und Details siehe Abschnitt 4.1.3.4

Nr.	Versagensmechanismus	Skizze	Grenzzustandsgleichung	Widerstandsgröße R	Belastungsgröße S	Verweis	Bemerkungen
19	Auftrieb Klei		$z = R - S$	$R = \gamma' \cdot \cos \beta$ $S = i \cdot \gamma_w \cdot \sin(\alpha_s - \beta - \pi)$		Richwien & Weißmann (1999) Kortenhaus & Oumeraci (2002b)	i = hydraulischer Gradient γ_w = Wichte des Wassers α_s = Strömungsrichtung β = Böschungsneigung γ' = Wichte des Bodens
20	Abrutschen Klei		$z = R - S$ $R = \frac{c'}{\cos \beta \cdot z_s \cdot \gamma'} + \tan \varphi' \cdot \cos \beta + i \cdot \frac{\gamma_w}{\gamma'} \cdot \sin(\alpha_s - \beta) \cdot \tan \varphi'$ $S = \sin \beta + i \cdot \frac{\gamma_w}{\gamma'} \cdot \cos(\alpha_s - \beta)$			Richwien & Weißmann (1999) Kortenhaus & Oumeraci (2002b)	i = hydraulischer Gradient γ_w = Wichte des Wassers α_s = Strömungsrichtung. β = Böschungsneigung γ' = Wichte des Bodens c' = wirksame Kohäsion z_s = Tiefe des durchströmten Bereichs der Böschung φ' = Reibungswinkel
21	Böschungsbruch		$z = \sum R_M - \sum S_M$	$\sum R_M$ = Summe aller Momente um den Gleitkreismittelpunkt durch Scherwiderstand $\sum R_M = r \sum T_i = r \sum \frac{(G_i - u_i b_i) \cdot \tan \varphi_i + c_i \cdot b_i}{\cos \vartheta_i + \frac{1}{\eta} \cdot \tan \varphi_i \cdot \sin \vartheta_i}$ $\sum S_M$ = Summe aller Momente um den Gleitkreismittelpunkt aus Eigengewicht $\sum S_M = r \sum G_i \cdot \sin \vartheta_i$		DIN 4084 (1996) Kortenhaus & Oumeraci (2002b)	r = Radius des Bruchwinkels T = Scherwiderstand G = Eigengewicht Lamelle u = Porenwasserdrücke b = Breite der Lamelle φ = innerer Reibungswinkel c = Kohäsion an der Lamelle ϑ = Richtungswinkel η = det. Sicherheitsbeiwert
22	Gesamt-erosion		$z = t_2 - t_s$	t_2 = tatsächlich benötigte Zeit bis zum Ende der Erosion nach Phase II	t_s = Dauer der Sturmflut	Gl. (4-4)	Herleitung und Details siehe Abschnitt 4.1.1.3

Nr.	Versagensmechanismus	Skizze	Grenzzustandsgleichung	Widerstandsgröße R	Belastungsgröße S	Verweis	Bemerkungen
Versagensmechanismen Kappensturz							
23	Kappensturz		$z = \sum R_M - \sum S_M$	$\sum R_M$ = Summe aller Widerstandsmente um den Gleitkreismittelpunkt durch Scherwiderstand	$\sum R_M$ = Summe aller Momente um den Gleitkreismittelpunkt aus Eigengewicht	Gl. (4-57)	Herleitung und Details siehe Abschnitt 4.1.4
Versagensmechanismen im Deichinneren							
24	rückschreitende Erosion		$z = h_{\text{crit}} - \Delta h$	h_{crit} = kritische Wasserspiegeldifferenz zwischen Wasserspiegeln vor und hinter dem Deich $h_{\text{krit}} = \alpha c l_D \frac{\rho_s - \rho_w}{\rho_w} \tan \theta (0,68 - 0,10 \ln c)$ Δh = vorhandene Wasserspiegeldifferenz zwischen Wasserspiegeln vor und hinter dem Deich $\Delta h = h_w - h_h$		Weijers & Sellmeijer (1993) Kortenhaus & Oumeraci (2002b)	α, c = Beiwerte l_D = Sickerweglänge ρ_s = Dichte der Sandpartikel ρ_w = Dichte des Wassers θ_B = Bettungswinkel
25	Kontakt-erosion		$z = R - S$	$R = 4 \cdot D_{85}^f$	$S = D_{15}^c$	De Mello (1975) Kortenhaus & Oumeraci (2002b)	D_{85}^f = Korndurchmesser bei 15% Siebdurchgang des größeren Bodens (Sand) D_{15}^c = Korndurchmesser bei 85% Siebdurchgang des feineren Bodens (Klei)